

**Tiago Natan Ardaia Veiga**

**PROJETO DE GERADORES SÍNCRONOS A ÍMÃS  
PERMANENTES PARA APLICAÇÕES EM SISTEMAS  
EÓLICOS**

**Florianópolis  
2011**



**Universidade Federal de Santa Catarina  
Programa de Pós Graduação em Engenharia Elétrica**

**Tiago Natan Ardaia Veiga**

**PROJETO DE GERADORES SÍNCRONOS A ÍMÃS  
PERMANENTES PARA APLICAÇÕES EM SISTEMAS  
EÓLICOS**

Dissertação apresentada como requisito à  
obtenção do grau de Mestre ao Programa de Pós-  
Graduação em Engenharia Elétrica da  
Universidade Federal de Santa Catarina.

Orientador: Prof. Renato Carlson. Dr.  
Co-Orientador: Prof. Nelson Sadowski, Dr.

**Florianópolis  
2011**



# **PROJETO DE GERADORES SÍNCRONOS A ÍMÃS PERMANENTES PARA APLICAÇÕES EM SISTEMAS EÓLICOS**

**Tiago Natan Ardaia Veiga**

'Esta Dissertação foi julgada adequada para obtenção do Título de Mestre em Engenharia Elétrica, Área de Concentração em *Eletromagnetismo e Dispositivos Eletromagnéticos*, e aprovada em sua forma final pelo Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da Universidade Federal de Santa Catarina'.

---

Prof. Renato Carlson, Dr.  
Orientador

---

Prof. Nelson Sadowski, Dr.  
Co-Orientador

---

Prof. Roberto de Souza Salgado, Ph. D.  
Coordenador do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica

Banca Examinadora:

---

Renato Carlson, Dr.  
Presidente

---

Nelson Sadowski, Dr.

---

Maurício Valência Ferreira da Luz, Dr.

---

Frédéric Wurtz, Ph.D.

---

Sebastião Lauro Nau, Dr.



*"...the sea's only gifts are harsh blows and, occasionally, the chance to feel strong. Now, I don't know much about the sea, but I do know that that's the way it is here. And I also know how important it is in life not necessarily to be strong but to feel strong, to measure yourself at least once, to find yourself at least once in the most ancient of human conditions, facing blind, deaf stone alone, with nothing to help you but your own hands and your own head..."*

Primo Michele Levi

*“Julgue seu sucesso pelas coisas que você teve que renunciar para consegui-lo”*

Dalai Lama





## AGRADECIMENTOS

Gostaria de agradecer primeiramente aos meus pais – José Veiga e Maria Helena Ardaia – por terem me permitido chegar aonde cheguei, sempre procurando investir na minha educação tanto do ponto de vista da formação escolar quanto do ponto de vista ético, humano e social. Sem eles a concretização deste desafio não teria sido possível. Obrigado por terem me ensinado tanto.

Agradeço ao meu orientador, Professor Renato Carlson, pela oportunidade de me direcionar neste trabalho, com a sua experiência técnica e dinamismo a partir dos quais pude melhorar a qualidade desta dissertação.

Ao co-orientador, Professor Nelson Sadowski, pelas brilhantes contribuições compartilhadas durante os momentos de discussões técnicas e pela cordialidade. Pra mim trata-se de um exemplo de postura.

Ao Professor Jérôme Cros, da Université Laval – Québec, Canadá – pelas valiosas reuniões nas quais ficou muito evidente a sua competência como engenheiro.

Ao casal Bruno Iamamura e Juliana Müller, que no momento em que escrevo este texto está desenvolvendo seu doutorado na França. Com eles aprendi bastante tanto sobre engenharia como sobre a vida de maneira geral.

A minha irmã Tainá e a minha sobrinha Yasmin, companheiras de jornada sem as quais tudo teria sido mais difícil.

À Isis D'Ávila Ferreira, minha querida avó, pela consideração gratuita e pelo exemplo de vida que carrego comigo.

A Deus pelo dom da vida e pela família maravilhosa que me deu.

Aos colegas e professores do GRUCAD, pela experiência trocada durante o tempo em que fiquei no laboratório para escrever a dissertação. Trata-se de um grupo muito forte e do qual tenho orgulho de ter feito parte.

À WEG S/A, a ZM Bombas e a todos os seus colaboradores que de alguma forma contribuíram para aliar os conhecimentos teóricos com questões de fabricação para o desenvolvimento de um protótipo de gerador eólico e à CAPES pelo incentivo financeiro.

A todas as pessoas que de uma forma ou de outra colaboraram para que este trabalho fosse possível. Muito obrigado!



Resumo da Dissertação apresentada à UFSC como parte dos requisitos necessários a obtenção do grau de Mestre em Engenharia Elétrica

**PROJETO DE GERADORES SÍNCRONOS A ÍMÃS  
PERMANENTES PARA APLICAÇÕES EM SISTEMAS  
EÓLICOS**

**Tiago Natan Ardaia Veiga**

**Abril/2011**

Orientador: Renato Carlson, Dr.

Co-orientador: Nelson Sadowski, Dr.

Área de Concentração: Eletromagnetismo e Dispositivos  
Eletromagnéticos.

Palavras-Chave: Projeto, Máquinas, Eólico, Eletromagnetismo.

Número de Páginas: 136

**RESUMO:** O projeto de máquinas síncronas com ímãs permanentes é abordado nesta Dissertação. Assumem-se valores iniciais para fazer abordagens de dimensionamento. A partir das principais dimensões de um gerador eólico previamente estabelecido, usa-se o EFCAD para fazer cálculos eletromagnéticos em Elementos Finitos bidimensionais.

Partindo de frentes de projeto mecânico, elétrico, magnético e térmico, faz-se uma avaliação de engenharia para buscar fontes de informações para obter a melhor comparação entre cálculos analíticos e simulações. No decorrer deste trabalho, todos os cálculos são feitos visando à construção de um protótipo de 3 kW/220 V. Trata-se de um gerador eólico cujo acompanhamento fez parte das rotinas deste trabalho e em conjunto com questões de fabricação, procurou-se alinhar ou pelo menos se buscou a melhor aproximação entre as possíveis medições físicas e os resultados analíticos e das simulações.

Ao final, três apêndices são mostrados para complementar parte dos fundamentos teóricos eventualmente necessários para melhor compreensão de aspectos de modelagem. Visualizações tridimensionais também estão disponíveis.

Abstract of Dissertation presented to UFSC as partial fulfillment of the requirements for the Degree of Master in Electrical Engineering

# **DESIGN OF SYNCHRONOUS PERMANENT MAGNET GENERATOR FOR WIND POWER APPLICATIONS**

**Tiago Natan Ardaia Veiga**

**April/2011**

Advisor: Renato Carlson, Dr.

Co-advisor: Nelson Sadowski, Dr.

Area of Concentration: Electromagnetism and Electromagnetic Devices.

Keywords: Design, Machines, Wind, Electromagnetism.

Number of Pages: 136

**ABSTRACT:** Design of permanent magnet synchronous machine is discussed in this dissertation. Initial values are assumed to make approaches for sizing. From the major dimensions of a wind generator previously established, we use electromagnetic EFCAD software to make a 2D approach.

Taking part in mechanical design, electrical, magnetic and thermal loadability, it is an engineering evaluation interesting to take sources of information and obtain the best comparison between analytical calculations and simulations. In this work, most calculations are made for the construction of a 3 kW/220V prototype. This is a wind generator which was part of routine monitoring of this work and in conjunction with manufacturing concerns, sought to align or at least sought the best possible rapprochement between the physical measurements and analytical results and simulations.

Finally, three appendices are completing some aspects of theoretical foundations that may be needed for better understanding modeling aspects. Tridimensional views are also available.

## SUMÁRIO

RESUMO .....	xi
ABSTRACT .....	xii
SUMÁRIO .....	xiii
ACRÔNIMOS E ABREVIATURAS .....	xvii
LISTA DE SÍMBOLOS .....	xvii
LISTA DE FIGURAS .....	xx

### CAPÍTULO 1

#### INTRODUÇÃO GERAL

1.1 Panorama da Energia Eólica no Brasil e no Mundo ...	1
1.2 Objetivos Gerais e Específicos .....	5
1.3 Organização do Trabalho .....	6

### CAPÍTULO 2

#### GERADORES EÓLICOS - ASPECTOS CONSTRUTIVOS

2.1 Introdução .....	9
2.2 Perfil dos Ventos .....	11
2.3 Gerador .....	19

### CAPÍTULO 3

#### MODELAGEM E DIMENSIONAMENTO

3.1 Introdução .....	23
3.2 Escolhas Básicas de Projeto .....	26
3.2 Dimensionamento .....	26
3.4 Conclusões .....	48

## **CAPÍTULO 4**

### **FRENTES DE PROJETO**

<b>4.1 Introdução .....</b>	<b>49</b>
<b>4.2 Projeto Mecânico .....</b>	<b>50</b>
<b>4.3 Projeto Magnético.....</b>	<b>52</b>
<b>4.4 Projeto Elétrico .....</b>	<b>58</b>
<b>4.5 Projeto Térmico .....</b>	<b>61</b>
<b>4.6 Resultados.....</b>	<b>61</b>
4.6.1 Em Vazio .....	63
4.6.2 Cálculo de Indutâncias.....	69
4.6.3 Cálculo com corrente Nominal .....	73
4.6.4 Massas e Rendimento.....	82
<b>4.7 Conclusões .....</b>	<b>84</b>

## **CAPÍTULO 5**

### **BOBINAGEM, ISOLAÇÃO E VISUALIZAÇÕES**

<b>5.1 Introdução .....</b>	<b>87</b>
<b>5.2 Tipos de Bobinagem .....</b>	<b>87</b>
<b>5.3 Tipos de Isolação.....</b>	<b>88</b>
<b>5.5 Visualizações .....</b>	<b>92</b>
<b>5.4 Conclusões .....</b>	<b>94</b>

## **CAPÍTULO 6**

### **CONCLUSÃO FINAL**

<b>6.1 Conclusões Gerais.....</b>	<b>95</b>
<b>6.2 Perspectivas.....</b>	<b>96</b>
<b>REFERÊNCIAS .....</b>	<b>99</b>

**APÊNDICE A – DEDUÇÃO DO CAMPO COERCITIVO  
UTILIZADO NAS SIMULAÇÕES DOS ÍMAS DO GERADOR**

**A.1 - DEDUÇÃO .....105**

**A.2 – DADOS MAGNÉTICOS TÍPICOS.....107**

**A.3 – REFERÊNCIAS .....108**

**APÊNDICE B – MODELO TÉRMICO DO GERADOR**

**B.1 – FUNDAMENTOS.....109**

**B.2 – O MODELO DETALHADO .....111**

**B.3 – O MODELO SIMPLIFICADO .....116**

**B.4 – RESUMO DO MODELO TÉRMICO .....119**

**B.5 – REFERÊNCIAS.....120**

**APÊNDICE C– MATERIAIS MAGNÉTICOS**

**C.1 – REFERÊNCIAS .....125**





## ACRÔNIMOS E ABREVIATURAS

TEEH – Turbina Eólica de Eixo Horizontal.

SAPASAS - Sistemas de Alta Pressão Anticiclone Subtropical do Atlântico Sul.

SAPASAN - Sistemas de Alta Pressão Anticiclone Subtropical do Atlântico Norte.

FBPDE - Faixa de Baixas Pressões da Depressão Equatorial.

DNA - Depressão do Nordeste da Argentina.

GIDA – Gerador de Indução Duplamente Alimentado.

MSIP – Máquina Síncrona a Ímãs Permanentes

PC – Coeficiente de Permeância (do Inglês *Permeance Coefficient*).

F.D – Fator de Disponibilidade.

F.C – Fator de Capacidade.

## LISTA DE SÍMBOLOS

Símbolo	Descrição
---------	-----------

Unidade
---------

---

A	Carregamento Elétrico	[kA/m]
$A_d$	Área dos Dentes do estator	[m <sup>2</sup> ]
$A_{sw}$	Área coberta pelas ranhuras do estator	[m <sup>2</sup> ]
$A_{trap}$	Área da ranhura trapezoidal do estator	[m <sup>2</sup> ]
$b_d$	Largura do Dente	[m]
$b_m$	Largura do Ímã	[m]
$b_{mi}$	Largura Inferior do Ímã	[m]
$b_s$	Largura da Ranhura	[m]
$b_{s1}$	Largura da Abertura da Ranhura	[m]
$d_{se}$	Diâmetro Externo do Estator	[m]
$B_{\delta}^{\wedge}$	Valor de Pico de Indução no Entreferro	[T]
$B_{yr}^{\wedge}$	Valor de Pico de Indução na Coroa do Rotor	[T]
$B_{ys}^{\wedge}$	Valor de Pico de Indução na Coroa do Estator	[T]
$B_d^{\wedge}$	Valor de Pico de Indução no Dente do Estator	[T]
$C'$	Variável Auxiliar no cálculo da tensão mecânica do rotor	[adimensional]
$c_{span}$	Passo de Bobina	[adimensional]
d	Diâmetro do Entreferro	[m]
$D_{re}$	Diâmetro Externo do Rotor acima dos ímãs	[m]
$D_{is}$	Diâmetro Interno do Estator	[m]
$D_{rai}$	Diâmetro do Rotor abaixo dos ímãs	[m]
$D_{rint}$	Diâmetro Interno do Rotor	[m]
$D_{eext}$	Diâmetro Externo do Estator	[m]
$D_{ste}$	Diâmetro do Estator na altura do topo do enrolamento	[m]
$D_{sr}$	Diâmetro do estator sobre as ranhuras	[m]
E	Módulo de Elasticidade	[Pa]
f	Frequência de Saída	[Hz]
$F_{slot}$	Fator de Enchimento da Ranhura	[adimensional]
$h_{tt}$	Altura do “tooth tip”	[m]
$h_{ctt}$	Altura complementar do “tooth tip”	[m]
$h_i$	Altura da Isolação	[m]
$h_m$	Altura dos Ímãs	[m]
$h_{s2}$	Altura do Calço de Fechamento de Ranhura	[m]
$h_{s1}$	Altura da Ponta do Dente do Estator	[m]

$h_{yr}$	Altura da Coroa do Rotor	[m]
$h_{ys}$	Altura da Coroa do Estator	[m]
$h_s$	Altura da Ranhura	[m]
$I_{fase}$	Corrente de uma das fases	[A]
$I_{nom}$	Corrente Nominal do Gerador	[A]
$k_E$	Constante de FEM	[V-s/rad]
$k_T$	Constante de Torque	[Nm/A]
$J$	Densidade de Corrente	[A/mm <sup>2</sup> ]
$k_{Fes}$	Fator de emplilhamento do núcleo do estator	[adimensional]
$l$ ou $l_{stk}$	Comprimento ativo	[m]
$l_b$	Comprimento da Cabeça de Bobina	[m]
$l_e$	Comprimento Axial Equivalente	[m]
$l'$	Comprimento Equivalente do Rotor	[m]
$l_u$	Comprimento Equivalente de Ferro	[m]
$m$	Número de Fases	[adimensional]
$M_{cobre}$	Massa de Cobre	[kg]
$M_{estator\_coroa}$	Massa da Coroa do Estator	[kg]
$M_{estator\_dentes}$	Massa dos Dentes do Estator	[kg]
$M_{ímãs}$	Massa de Ímãs	[kg]
$M_{rotor}$	Massa do Rotor	[kg]
$N_{ph}$	Número de Espiras em Série por Fase	[adimensional]
$p$	Número de Pares de Pólos	[adimensional]
$P_{ad}$	Perdas Adicionais	[W]
$P_{Cu}$	Perdas no Cobre	[W]
$P_{Ferro}$	Perdas no Ferro	[W]
$P_{Ftd}$	Perdas por correntes de Foucault nos Dentes	[W]
$P_{Ftm}$	Perdas por correntes de Foucault nos Ímãs	[W]
$P_{Ftys}$	Perdas por correntes de Foucault na Coroa do Estator	[W]
$P_{Hyd}$	Perdas por Histerese nos Dentes	[W]
$P_{Hyys}$	Perdas por Histerese na Coroa do Estator	[W]
$P_{Joule}$	Perdas Joule do Gerador	[W]
$P_{nom}$	Potência Ativa de Saída do Gerador	[W]
$Q$ ou $N_{ran}$	Número de ranhuras	[adimensional]
$r$	Raio de um tubo cilíndrico	[m]
$r_g$	Raio na altura do entreferro	[m]
$R_{fase}$	Resistência de uma fase	[Ω]

$Rot_{rpm}$	Rotação do Cubo do Rotor de uma turbina	[rpm]
$r_r$	Raio do Rotor	[m]
$r_{r-máx}$	Raio Máximo do Rotor	[m]
$S_r$	Superfície do Rotor de Frente para o Entreferro	[m <sup>2</sup> ]
$t$	Espessura da Parede de um Tubo Cilíndrico	[m]
TRV	Razão Torque por Volume do Rotor	[kNm/m <sup>3</sup> ]
$T_{nom}$	Torque Nominal do Gerador	[Nm]
$V_{nom}$	Tensão Nominal de Saída do Gerador	[V]
$V_r$	Volume do Rotor	[m <sup>3</sup> ]
$Vol_{Cobre}$	Volume de Cobre	[m <sup>3</sup> ]
$V_{RMS}$	Valor RMS de uma tensão.	[V]
$w_a$	Largura da ranhura no topo do enrolamento	[m]
$w_b$	Largura de ranhura no fundo do enrolamento	[m]
$\alpha$	Passo de Ranhura no Topo do Enrolamento em graus	[°]
$\alpha_p$	Arco polar relativo	[adimensional]
$\nu$	Coefficiente de Poisson	[adimensional]
$\delta$	Comprimento do Entreferro Mecânico	[m]
$\tau$	Passo de Ranhura	[m]
$\tau_p$	Passo Polar	[m]
$\sigma_{cr}$	Robustez de Tubo Cilíndrico sob compressão axial	[Pa]
$\sigma_{Ftan}$	Tensão Tangencial Média no Entreferro	[Pa]
$\sigma_{Ftan-máx}$	Tensão Tangencial Máxima no Entreferro	[Pa]
$\sigma_{mec}$	Tensão Mecânica Máxima no Rotor	[Pa]
$\rho_{Aço}$	Densidade do Aço	[kg/m <sup>3</sup> ]
$\rho_{Fe}$	Densidade do Ferro	[kg/m <sup>3</sup> ]
	Densidade do Cobre	[kg/m <sup>3</sup> ]
$\Omega$	Velocidade de Rotação Angular do Rotor	[rad/s]
$\chi$	Relação Comprimento/Diâmetro do Rotor	[adimensional]
$\theta_m$	Largura do Ímã em graus	[°]
$\theta_{ei}$	Arco entros os Ímãs em graus	[°]
$\Gamma$	Passo polar em graus	[°]

## LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 – Evolução mundial da capacidade eólico-elétrica instalada, em GW [4], [2].

Figura 1.2 – Potencial Eólico Brasileiro [5].

Figura 1.3 – Potencial Eólico. Região Sul [5].

Figura 2.1 - Principais componentes de um gerador eólico

Figura 2.2 – Turbina VESTAS V112 – 3MW Onshore. Fonte:

<http://www.vestas.com>. Acesso em 22/06/2010.

Figura 2.3 – Distribuição dos Ventos, destacando o Brasil [5].

Figura 2.4 – Mosaico de satélite para a vegetação e relevos do Brasil.[5]

Figura 2.5 – A região dos Campos de Palmas.

Figura 2.6 – Vórtices aerodinâmicos e distâncias entre turbinas [5].

Figura 2.7 – Curva típica de potência para turbinas eólicas.

Figura 2.8 – Sistema de Conversão de Energia.

Figura 2.9 – Ponte de Graetz 6 pulsos a Dois Níveis com Chaves IGBT.

Figura 2.10 – Gerador com Velocidade Variável.

Figura 3.1 – Variáveis Básicas de Projeto para os Geradores.

Figura 3.2 – Dimensões da ranhura do gerador.

Figura 4.1 – Dimensões auxiliares para o Projeto Magnético.

Figura 4.2 – Caracterização para o cálculo do MLT.

Figura 4.3 – Domínio de Cálculo: 6 ranhuras e 2 pólos.

Figura 4.4 – Cogging Torque. Valor eficaz = 1,330 Nm

Figura 4.5 – Enlace de Fluxo Fase-Neutro. Valor eficaz = 0,190 Wb.

Figura 4.6 – Enlace de Fluxo Fase-Fase. Valor eficaz = 0,330 Wb.

Figura 4.7 – FEM Induzida Fase-Neutro. Valor eficaz = 127,633 V.

Figura 4.8 – FEM Induzida Fase-Fase. Valor eficaz = 221,121 V.

Figura 4.9 – FEM e Enlace de Fluxo Fase-Neutro. Defasagem Aproximada = 17,7 graus.

Figura 4.10 – Malha Discretizada. Fator de Qualidade = 0,763.

Figura 4.11 – Carta de Campos a Vazio.

Figura 4.12 – Indução no Entreferro a Vazio. Valor Eficaz = 0,769 T.

Figura 4.13 – Malha para o Cálculo de Indutâncias. Fator de Qualidade = 0,792.

Figura 4.14 – Indutância Própria. Valor Médio = 4,150 mH.

Figura 4.15 – Indutância Mútua. Valor Médio = - 0,679 mH.

Figura 4.16 – Indutância Própria calculada no EFCAD.

Figura 4.17 – Indutância Mútua calculada no EFCAD.  
 Figura 4.18 – Torque Estático. Patamar superior em torno de 100 Nm.  
 Figura 4.19 – Torque Eletromagnético. Valor máximo = 98,35 Nm.  
 Figura 4.20 – FEM Induzida Fase Neutro. Valor eficaz = 127,633 V.  
 Figura 4.21 – FEM Induzida Fase Fase. Valor eficaz = 221,124 V.  
 Figura 4.22 – Carta de Campo com corrente nominal.  
 Figura 4.23 – Detalhe da Carta de Campo no Tooth Tip.  
 Figura 4.24 Fluxo por Pólo calculado no EFCAD = 30,60 mWb/m = 6,12 mWb.  
 Figura 4.25 – Indução no Entreferro. Patamar em torno de 1,0 T.  
 Figura 4.26 – Indução nos Ímãs. Patamar em torno de 1,1 T.  
 Figura 4.27 – Indução na coroa do Rotor. Valor Médio = 1,59 T.  
 Figura 4.28 – Indução nos Dentes. Valor Máximo em torno de 1,65 T.  
 Figura 4.29 – Indução na Coroa do Estator. Valor Médio = 1,41 T.  
 Figura 4.30 – Carta de Perdas no Ferro. Regiões em Vermelho representam densidades de perdas maiores que  $0,75 \text{ W/m}^3$ . Em rosa entre  $0,75 \text{ W/m}^3$  e  $0,50 \text{ W/m}^3$ . Em amarelo entre  $0,50 \text{ W/m}^3$  e  $0,25 \text{ W/m}^3$ . Em azul menor que  $0,25 \text{ W/m}^3$ .

Figura 5.1 – Cabeça de Bobina e Ranhuras do Estator com Enrolamento Randômico [30].  
 Figuras 5.2 – Seção de um enrolamento randômico [31].  
 Figura 5.3 – Sistema de Isolação para o protótipo.  
 Figura 5.4 – Esquema de Bobinagem. Camada Simples. 6 Cabos.  
 Figura 5.5 – Enrolamento.  
 Figura 5.6 Rotor. Vista Frontal.  
 Figura 5.7 Rotor. Perspectiva Isométrica.  
 Figura 5.8 Perspectiva Isométrica. Rotor e Estator.  
 Figura 5.9 Máquina Completa. Detalhe para Ímãs, Ranhuras e Dentes.

## **CAPÍTULO 1**

### **INTRODUÇÃO GERAL**

#### **1.1 Panorama da Energia Eólica no Brasil e no Mundo**

O recurso eólico vem sendo utilizado como fonte de energia pelos seres humanos há pelo menos 2.200 anos. Com o avanço da agricultura, as civilizações humanas sentiram a necessidade de desenvolver ferramentas que as auxiliassem em diversas etapas do trabalho de moagem de grãos e bombeamento de água, o que levou ao desenvolvimento dos primeiros moinhos de vento.

A utilização de rodas d'água precedeu os moinhos de vento, pois eram concepções mais simplistas de aproveitamento da água dos rios como força motriz. O fato de não se dispor de rios em todos os lugares para o uso em rodas d'água possibilitou o surgimento dos moinhos de vento para substituir a força humana ou animal nas atividades agrícolas.

Estima-se que foi em meados da Idade Média que o homem aperfeiçoou as máquinas eólicas, tirando maior proveito das forças aerodinâmicas de arrasto e sustentação [1]. Sabe-se que na Holanda, já no século XIV, essas máquinas apresentavam grande evolução técnica e eram bastante utilizadas, sobretudo em atividades como moagem de grãos e bombeamento d'água. À época do descobrimento do Brasil, em 1500, na Europa já havia muitos milhares de moinhos de vento, da Península Ibérica aos países nórdicos. Após a invenção da imprensa e para atender à demanda na fabricação de papel, as máquinas de energia eólica tiveram a sua aplicação fortemente difundida, inclusive em atividades como produção de óleos vegetais e grandes projetos de drenagem [1].

Nos Estados Unidos, no século XIX, após a abolição da escravidão, em 1863, foi bastante disseminada a utilização de cata-ventos multipás para bombeamento de água. Tais equipamentos foram produzidos em escala industrial e ficaram acessíveis para a população, sendo a expansão colonizadora do Oeste muito associada com a disponibilidade de cata-ventos multipás de baixo custo. Estima-se que mais de 6 milhões de cata-ventos já foram produzidos no mundo [1]. Ainda nos Estados Unidos, a partir de 1930, os primeiros aerogeradores foram utilizados para o carregamento de baterias, o que favoreceu o acesso à energia elétrica aos habitantes do meio rural.

Os primeiros registros de produção de eletricidade em grande escala a partir de turbinas eólicas de grande porte datam do período de

1930-1950 nos Estados Unidos (Smith-Putnam) e Dinamarca (Gedser). Pode-se atribuir à Alemanha (Hütter, 1955) o design precursor das turbinas eólicas modernas, já fabricadas com materiais compostos, controle de passo e torres tubulares esbeltas.

Após a primeira grande crise de preços do petróleo, nas décadas de 1970 e 1980, muitos países, inclusive o Brasil, despenderam esforços para a obtenção de energia elétrica a partir da eólica, datando desta época a turbina DEBRA de 100 kW, desenvolvida de uma parceria entre Brasil e Alemanha.

O estímulo ao mercado veio de maneira mais forte a partir da década de 1980 nos Estados Unidos, Dinamarca e Alemanha (década de 1990). Este mercado foi expandido pela crescente atividade da indústria nascente do setor e pelos incentivos institucionais, como remunerações pela energia produzida. Um dos principais problemas ambientais no início – impacto das pás nos pássaros – desapareceu com o desenvolvimento de turbinas de grande porte e menores velocidades angulares de rotação.

Como se mostrou uma forma de geração praticamente inofensiva ao meio ambiente, a sua instalação simplificou de certa forma as burocracias associadas aos estudos ambientais requeridas pelas fontes tradicionais de energia elétrica. Tal cenário, associado com a crescente escala industrial de produção de turbinas, possibilitou que a geração de energia eólico-elétrica se tornasse uma das tecnologias com maior crescimento na expansão da capacidade geradora. A Figura 1.1 mostra a evolução cumulativa na capacidade de produção energética no mundo, até o ano de 2000 [2], [3].

No Brasil, especialmente após a criação do PROINFA – Programa de Incentivo às Fontes Alternativas de Energia Elétrica – a produção de energia eólica no país aumentou de 22MW em 2003 para 602 MW em 2009. De acordo com dados da ANEEL, o desenvolvimento das fontes de energia eólica está ajudando o país a alcançar os seus objetivos de aumentar a segurança estratégica e reduzir a emissão de gases do efeito estufa.



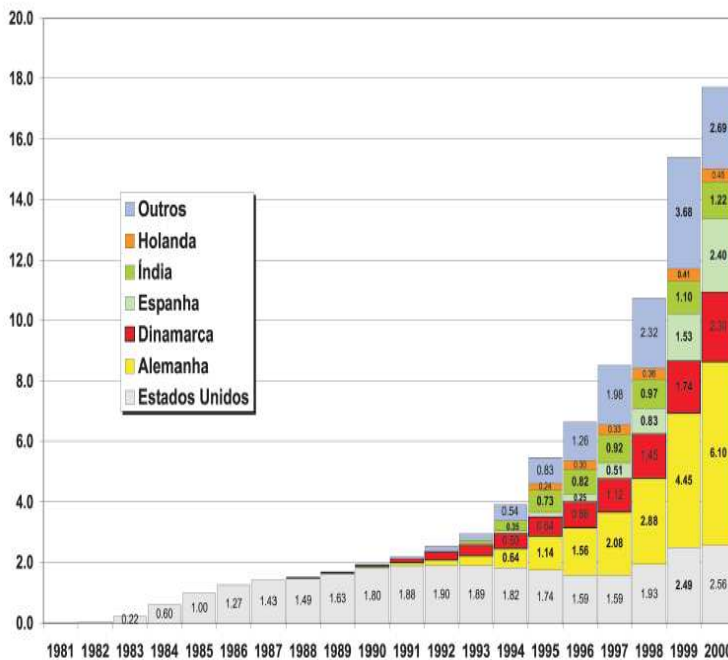


Figura 1.1 – Evolução mundial da capacidade eólico-elétrica instalada, em GW [4], [2].

As Figuras 1.2 e 1.3 mostram os potenciais eólicos do território brasileiro e da Região Sul, respectivamente [5].



Figura 1.2 – Potencial Eólico Brasileiro [5].

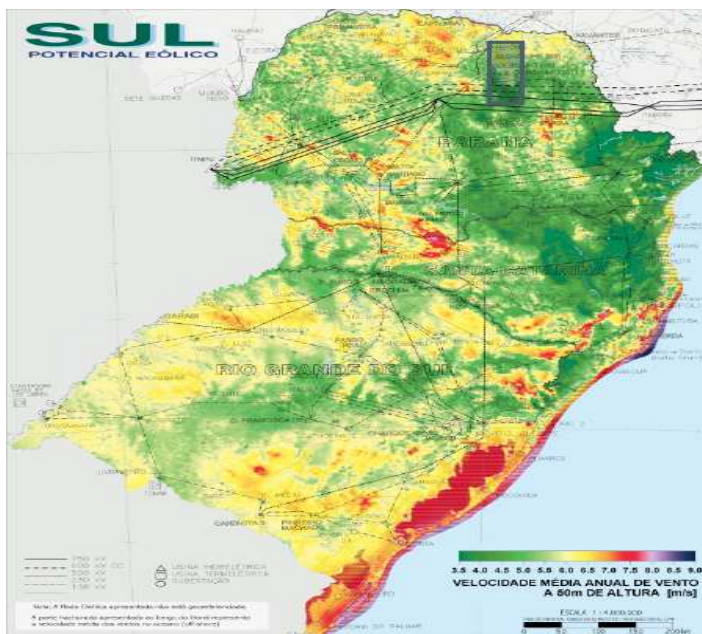


Figura 1.3 – Potencial Eólico. Região Sul [5].

## 1.2 Objetivos Gerais e Específicos

Este trabalho é o resultado de uma parceria entre a Universidade Federal de Santa Catarina – UFSC e a ZM Bombas, uma empresa de hidro- metalurgia sediada em Maringá –PR. Tal acordo visa o desenvolvimento de pesquisa na área de energia eólica para geração de eletricidade, o que é de interesse das instituições.

Um dos focos principais desta pesquisa é a construção de um gerador eólico síncrono que utiliza ímãs permanentes superficiais, com rotor interno, de 3kW a ser ligado na tensão de 220V<sub>RMS</sub>. Este trabalho aborda o projeto de máquinas elétricas para aplicação em sistemas eólicos.

Os objetivos gerais desta dissertação são:

- Abordar os aspectos relativos ao projeto de um gerador elétrico, partindo das equações do eletromagnetismo para fazer o dimensionamento da máquina. Incluem-se nesta etapa os projetos magnéticos, mecânico e elétricos.

Considerações da parte térmica foram indicadas no Apêndice B.

- Investigar aspectos complementares, como perdas, massas, esquema de bobinagem e calcular o desempenho do gerador.

Os objetivos específicos são:

- Abordar alguns componentes de uma turbina de energia eólica, avaliando características mecânicas e aspectos operacionais.
- Calcular as dimensões do gerador.
- Simular a máquina com as ferramentas de cálculo em elementos finitos 2D.
- Desenvolver o esquema de bobinagem.
- Projetar a isolamento.

À medida que o gerador é concebido, existe uma abordagem que visa atender aos diversos aspectos do projeto, sendo os objetivos alcançados sistematicamente.

### **1.3 Organização do Trabalho**

Esta dissertação está dividida em 6 (seis) capítulos e 3 (três) apêndices. No Capítulo 1, é apresentada uma introdução ao tema, com um breve histórico e panorama da energia eólica no Brasil e no mundo. Nos Capítulos 2 a 5, são abordados os aspectos principais a que se propõe este trabalho, desde os componentes de uma turbina eólica, passando pela modelagem do gerador elétrico e as frentes de projeto (mecânico, elétrico, magnético e térmico). Junto a esses aspectos, serão abordados aspectos pertinentes e complementares ao projeto, como o cálculo de massas, perdas, estimativas de rendimento e esquema de bobinagem.

À medida que as decisões básicas e avançadas de projeto são escolhidas, o gerador de 3 kW é concebido (modelagem, projetos e isolamento). No desenvolvimento do texto, o projeto toma forma em termos de cálculos analíticos e simulações no EFCAD.

No Capítulo 6, têm-se as considerações finais, bem como as perspectivas em relação a este trabalho, pois é sabido que o estudo,

análise e projeto de uma máquina elétrica ficam mais completos quando se tem a oportunidade de construir o protótipo para validar os resultados previstos em teoria.

Na sequência, têm-se os apêndices. O Apêndice A ilustra o modelo térmico utilizado no projeto da máquina e o Apêndice B traz os aspectos associados com as lâminas dos materiais magnéticos comumente utilizados na confecção do estator e rotor. Os apêndices enriquecem a abordagem do texto no sentido de servir como referências rápidas para possíveis questões adjacentes ao projeto.



## CAPÍTULO 2

### GERADORES EÓLICOS - ASPECTOS CONSTRUTIVOS

#### 2.1 Introdução

A nacela ou gôndola de uma turbina eólica é composta por dispositivos cuja função é obter o giro do gerador a partir da energia cinética dos ventos. A Figura 2.1 mostra os principais dispositivos de uma torre dessa natureza.



Figura 2.1 - Principais componentes de um gerador eólico [42].

Uma das idéias principais no projeto de uma turbina eólica é a absorção de alguma parte dessa energia cinética para aproveitamento na forma de energia elétrica. Mas como existe todo um aparato mecânico que envolve tal projeto, é natural que o rendimento não seja 100%, ou seja, sempre se perde alguma parcela de energia por questões mecânicas e elétricas. A Figura

2.2 mostra uma usina eólica, composta de algumas Turbinas Eólicas de Eixo Horizontal (TEEH) VESTAS, destacando suas nacelas, pás do rotor e torres.



Figura 2.2 – Turbina VESTAS V112 – 3MW Onshore [43].

O trabalho de construção de uma turbina eólica parte inicialmente de um estudo da quantidade de vento em uma área, bem como de estudos que revelem sua duração e velocidade médias. A partir desses dados, normalmente obtidos de fontes meteorológicas, é possível fazer um projeto aerodinâmico das pás do rotor, buscando reduzir perdas e maximizar o aproveitamento da energia cinética.

Tendo o perfil aerodinâmico das pás, convém ter uma idéia das demais partes que compõem a nacela. Neste capítulo, serão vistos alguns conceitos relativos à influência que o perfil de ventos tem sobre o projeto da turbina, conceitos elementares relativos ao projeto aerodinâmico e uma abordagem introdutória relativa aos componentes de uma turbina.



## 2.2 Perfil dos Ventos

O regime das correntes aéreas circulantes em território brasileiro pode ser entendido como resultado da circulação geral planetária nas regiões próximas ao Brasil. A Figura 2.3 mostra esse comportamento.

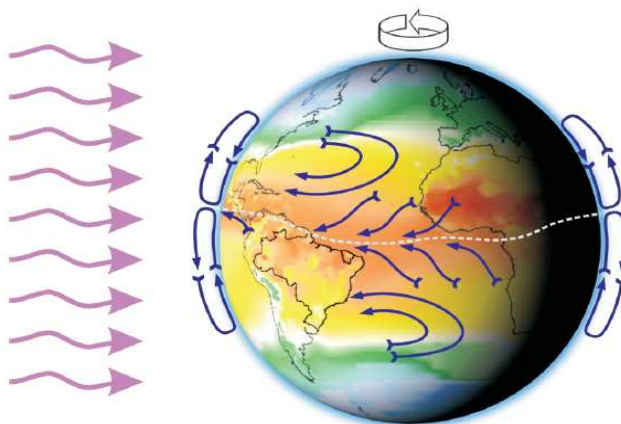


Figura 2.3 – Distribuição dos Ventos, destacando o Brasil [5].

Associados a esse perfil de distribuição tem-se o Sistema de Alta Pressão Anticiclone Subtropical do Atlântico Sul - SAPASAS, o Sistema de Alta Pressão Anticiclone Subtropical do Atlântico Norte - SAPASAN e a Faixa de Baixas Pressões da Depressão Equatorial - FBPDE.

A localização geográfica da FBPDE vai de leste a oeste ao longo da Região Norte do Brasil e sobre o Oceano Atlântico adjacente, coincidindo com a localização da Bacia Amazônica no centro da qual existem regiões de baixa pressão. A FBPDE normalmente se constitui de gradientes de ventos fracos, ao norte da qual os ventos são persistentes de leste a nordeste. Ao sul da FBPDE, os ventos são predominantes de leste a sudeste.

Esta configuração de massas de vento permite obter correntes aéreas de leste a nordeste na faixa do território nacional acima da Bacia Amazônica e no litoral nordestino, sendo os ventos mais

fracos próximos da superfície ao longo da FBPDE. Ao norte e ao sul dessa faixa, a intensidade dos ventos aumenta. A área entre a Depressão Equatorial e 10<sup>0</sup>S é dominada por ventos alísios de leste a sudeste. Abaixo desta faixa, e até o extremo sul brasileiro, têm-se os efeitos resultantes da interação entre o Sistema de Alta Pressão Anticiclone Subtropical do Atlântico Sul - SAPASAS, as massas polares e a Depressão do Nordeste da Argentina - DNA.

Sabe-se que esse perfil de ventos encontra variações nas escalas macro e microscópica. Isso se deve basicamente às variações em propriedades de superfície, como vegetação, geografia e altitude de terreno. A Figura 2.4 mostra um mosaico que ilustra a vegetação brasileira.

Dependendo de quanto esses fatores de microescala variam, é possível observar um perfil geral de ventos que se afasta das condições de larga escala da circulação atmosférica. Baseado nesse modelo, o que se faz é uma síntese das características da microescala na mesoescala. Tal síntese resulta em sete regiões geográficas:

1. Bacia Amazônica Ocidental e Central
2. Bacia Amazônica Oriental
3. Zona Litorânea Norte-Nordeste
4. Zona Litorânea Nordeste-Sudeste
5. Elevações Nordeste-Sudeste
6. Planalto Central
7. Planaltos do Sul

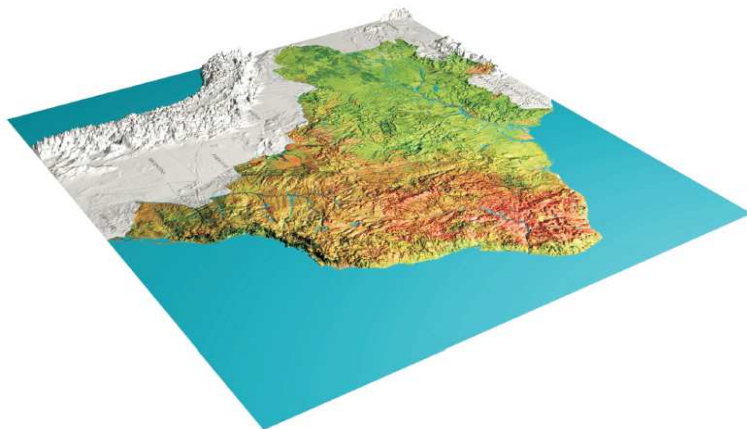


Figura 2.4 – Mosaico de satélite para a vegetação e relevos do Brasil [5].

A descrição mais detalhada de cada uma dessas regiões pode ser encontrada em [5]. Neste trabalho, o foco maior é na região denominada “Planaltos do Sul”, localizada aproximadamente entre  $24^{\circ}\text{S}$  (São Paulo) e o extremo sul do Rio Grande do Sul.

Esta região está submetida à influência da Zona DNA, uma área quase sempre de baixa pressão ao leste dos Andes, e o SAPASAS. Sua localização aproximada é  $29^{\circ}\text{S}$   $66^{\circ}\text{W}$ .

O gradiente de pressão oriundo da DNA e SAPASAS induz um escoamento persistente de nordeste, com velocidades médias anuais entre 5,5 m/s e 6,5 m/s. Como seria esperado, tal perfil pode ser modificado com base nas características de relevo e rugosidade do terreno. Nesse caso, as velocidades poderiam alcançar a faixa de 7m/s a 8m/s. Exemplos onde tal variação pode ocorrer são os Campos de Palmas - mostrado na Figura 2.5 - e na faixa ao longo do litoral sul, nesse caso havendo bastante influência das brisas marinhas.



Figura 2.5 – A região dos Campos de Palmas.

Com base nas médias de velocidades das correntes de ar, tipicamente calculadas em perfis instantâneos (média de 10 minutos) [5], é possível expressar a curva de potência de uma turbina eólica, cuja função é captar parte da energia cinética proveniente do vento e que atravessa a área varrida pelas pás do rotor, transformando essa energia cinética em energia elétrica. Segundo [44], a potência pode ser equacionada conforme o seguinte:

$$P = \frac{1}{2} \rho A_r v^3 C_p \eta \quad (2.1)$$

Onde:

- $\rho$  = densidade do ar em  $\text{kg/m}^3$
- $A_r = \pi D_r^2/4$ , em que  $D$  é o diâmetro do rotor
- $C_p$  = coeficiente de potência aerodinâmico do rotor
- $\eta$  = eficiência do conjunto gerador/transmissão.
- $v$  = velocidade da corrente aérea.

O aproveitamento da energia cinética reduz a velocidade do vento à jusante das pás do rotor. Mas a energia cinética se recupera ao se misturar com as massas de ar que vêm do escoamento livre. Cria-se uma estrutura de vórtices helicoidais,

conforme a Figura 2.6, provenientes das forças de sustentação e arraste aerodinâmico das pás das turbinas. Esses vórtices são dissipados gradualmente após alguma distância a jusante das turbinas, de maneira que o escoamento recupera as suas condições iniciais.

Na prática essa distância depende da intensidade do vento, das condições de operação da turbina, da rugosidade do terreno e da estabilidade térmica vertical da atmosfera. Entretanto, para a instalação de novas turbinas, de uma maneira geral, adota-se uma distância igual a 10 (dez) vezes o seu diâmetro  $D$ , se instalada a jusante, e 5 (cinco) vezes  $D$  se instalada ao lado (Figura 2.5).

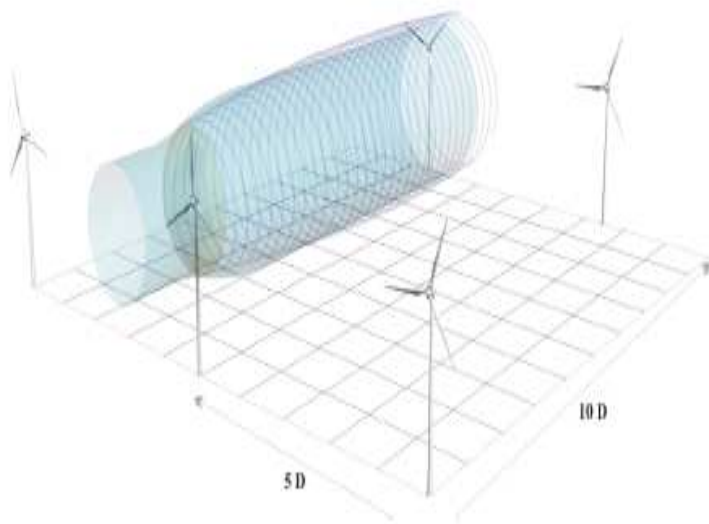


Figura 2.6 – Vórtices aerodinâmicos e distâncias entre turbinas [5].

A velocidade angular do rotor é inversamente proporcional ao diâmetro das pás  $D$ . Uma fórmula prática para avaliação da rotação nominal, de acordo com [44], é dada por:

$$Rot_{rpm} = \frac{1150}{D} \quad (2.2)$$

À medida que se torna possível a construção de turbinas cada vez maiores, as rotações correspondentes podem ser reduzidas. Hoje é possível encontrar no mercado turbinas cujos diâmetros variam de 40 m a 80 m, resultando em rotações da ordem de 30 a 15 rpm respectivamente, que tornam as pás visíveis e evitáveis para pássaros em vôos. Do ponto de vista dos requisitos de ruídos, as turbinas eólicas satisfazem as exigências ambientais quando instaladas a distâncias da ordem de 300 m de áreas residenciais, o que faz com que a tecnologia eólico-elétrica apresente um impacto ambiental bastante reduzido.

Um parque ou fazenda eólica é um conjunto de usinas estrategicamente espaçadas entre si, considerado a redução de custos associados ao arrendamento de água, fundações, aluguel de guindastes, montagens, equipes de operação, manutenção e estoques de reposição.

Fazendas eólicas apropriadamente projetadas apresentam um fator de disponibilidade típico da ordem de 0,98.

O fator de disponibilidade (F.D) é a relação entre o tempo em que um equipamento elétrico esteve em operação (ou pronto para entrar em funcionamento e em condições de ser operado a potência nominal) e o intervalo de tempo considerado. Pode ser mais bem visualizado como segue:

$$F.D. = \frac{\text{Tempo de Produção}}{\text{Tempo de Produção} + \text{Tempo de Paradas}} \quad (2.3)$$

O fator de disponibilidade se reduz pelas paradas de equipamento causadas por ocorrências como, por exemplo, [7]:

- Falta temporária de mão-de-obra (período curto)

- Falta temporária de materiais
- Falta de ordem de produção
- Aguardando manutenção
- Aguardando liberação do Setor de Qualidade
- Queda de energia

Outro fator bastante pertinente nesta etapa de estudo é o chamado Fator de Capacidade (F.C.), definido como a produção efetiva de um parque eólico num período de tempo e a capacidade total máxima nesse mesmo período. O F.C. pode também ser entendido conforme (2.4):

$$F.C. = \frac{\text{Energia Líquida Produzida} \left[ \frac{MWh}{ano} \right]}{8760 \left[ \frac{h}{ano} \right] \times \text{Potência Instalada} [MW]} \quad (2.4)$$

Por exemplo, o parque eólico de Osório, instalado no Rio Grande do Sul, possui um fator de Capacidade de 34%. Isso significa dizer que as torres conseguem entregar em média 34% da capacidade total instalada (estimada de 150 MW).

Na Figura 2.7 é mostrada uma curva típica de potência para turbinas eólicas. Normalmente o sistema de ativação da turbina é programado para operar com ventos na faixa de 2,5 a 3 m/s; abaixo desses valores o conteúdo energético das correntes de ar não justifica a ativação do sistema. Com ventos na faixa de 12 a 15m/s, ativa-se o sistema de limitação de máxima potência da máquina, quando o controle das pás pode ser por estol aerodinâmico ou por controle do ângulo de passo.

O estol aerodinâmico é uma situação caracterizada pela perda de sustentação e aumento da força de arrasto nas pás. Neste caso, ocorre a separação do fluxo de ar (deixa de passar por cima do extradorso de forma a gerar uma depressão que forme um vector de sustentação). No estol o ponto de transição (zona da asa onde o ar descola da asa e forma turbulência) estará sempre na

parte anterior do vector de sustentação (lift) que está situado na corda e no centro de pressão [46]. O ângulo de passo de uma pá é definido como o ângulo formado entre a corda da seção média da pá e o seu plano de rotação. O controle do ângulo de passo, portanto, atua no sentido de variar essa diferença de angulação entre a corda da hélice e a sua rotação.

Para ventos considerados muito fortes ( $v > 25\text{m/s}$ ), o sistema de proteção da turbina é automaticamente acionado. Devido à ocorrência rara e à natureza indesejável dos ventos fortes, a rotação das pás é reduzida e a máquina elétrica é desconectada da rede.



Figura 2.7 – Curva típica de potência para turbinas eólicas.

Turbinas eólicas modernas possuem controle totalmente automático, frequentemente acionado por softwares e microprocessadores. A prática comum é a utilização de técnicas de telemetria para obtenção de dados para monitoramento e auxílio a diagnóstico/manutenção.

O cálculo da energia gerada – anual ou mensal – é realizado pela multiplicação dos valores de potência gerada pelo tempo de duração de ocorrência associado a intervalos de velocidades de vento. Uma vez definidas as condições de vento,



o projeto aerodinâmico pode ser implementado com base nessas condições.

### 2.3 Gerador

Muitos geradores utilizados em turbinas eólicas operam em velocidade fixa, com a inserção de geradores de indução com rotor em gaiola. A variação de velocidade em sistemas desse tipo é conseguida pela variação do número de pólos do gerador, que é realizada pela alteração da forma de conexão dos enrolamentos. [47]. Na Figura 2.8 é mostrado de forma sucinta como um sistema de conversão de energia pode ser configurado.

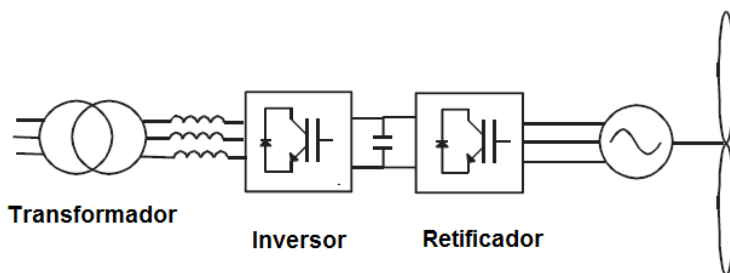


Figura 2.8 – Sistema de Conversão de Energia.

No passado, sistemas de geração com velocidade variável utilizavam retificadores em pontes a diodo na saída do gerador e inversores com comutação suave a tiristor na entrada do transformador [9]. Entretanto, pontes a tiristores com comutação suave consomem energia reativa da rede e geram um elevado conteúdo harmônico de corrente. Em sistemas de distribuição de energia mais simples, fica difícil garantir uma filtragem apropriada e correção do fator de potência no inversor. Hoje uma prática comum é utilizar dois conversores de tensão [15] com geradores síncronos ou geradores de indução. Cada conversor consiste de uma Ponte de Graetz – Figura 2.9 - com chaves IGBT, normalmente comutadas entre 2 e 6 kHz com modulação

PWM para gerar uma onda mais senoidal possível. O retificador converte o sinal para DC para depois ser invertido [10].

Muitas estratégias de controle têm sido propostas, mas uma possível abordagem consiste em manter o nível DC constante e, então, usar o inversor para controlar o fluxo de potência no sistema e, portanto, o torque no gerador [14].

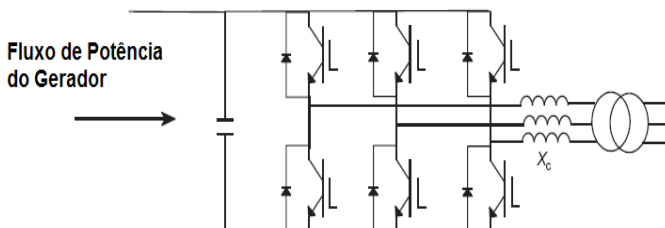


Figura 2.9 – Ponte de Graetz 6 pulsos a Dois Níveis com Chaves IGBT.

O inversor deve ser projetado para operar em qualquer fator de potência estabelecido no equipamento considerando um baixo conteúdo harmônico. Na Figura 2.10 pode-se ver um sistema de controle com banda estreita de velocidades. Um gerador de indução com rotor bobinado é utilizado e a técnica de controle é possível nos quatro quadrantes de velocidade e torque.

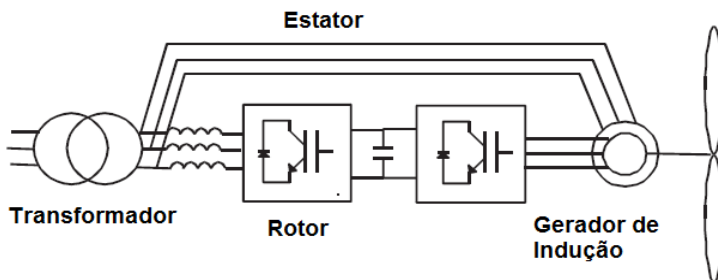


Figura 2.10 – Gerador com Velocidade Variável.

O estator da máquina é conectado diretamente à rede e o rotor é conectado por meio de um conversor de frequência. Este

conceito de gerador de indução “duplamente alimentado” – GIDA - foi utilizado em grandes protótipos de turbinas eólicas, por exemplo, o Growian 3MW construído na Alemanha no início da década de 1980 [16] e no BOEING MOD 5B nos Estados Unidos.

Naquela época, cicloconversores eram utilizados para variar a frequência no rotor, mas modernamente usam-se dois conversores de tensão. Novamente, as técnicas de controle podem variar, mas uma possibilidade é utilizar técnicas de controle vetorial no gerador para ajustar o torque e a excitação do gerador de maneira independente. A rede mantém o nível DC e provê energia reativa necessária para manter o fator de potência da turbina [17]. GIDAS estão se tornando cada vez mais comuns em turbinas eólicas de grande porte, onde os benefícios de uma faixa de velocidade limitada são necessários juntamente com os custos reduzidos de controlar somente uma fração da potência de saída. Uma possível aproximação para desenvolvimento de projetos futuros é o uso de GIDAS “*brushless*”. Nesse caso, elimina-se a necessidade de anéis de escorregamento e escovas. Entretanto tal alternativa ainda não tem se mostrado comercialmente viável [18]. GIDAS com transformadores também é uma possibilidade [47].



## **CAPÍTULO 3**

### **MODELAGEM E DIMENSIONAMENTO**

#### **3.1 Introdução**

Neste capítulo, um método de projeto analítico é visto como alternativa de dimensionamento para o gerador eólico de fluxo radial. As variáveis que determinam as principais dimensões da máquina serão vistas na seção 3.2 e os cálculos propriamente ditos, na seção 3.3.

A maioria das estimativas é baseada em modelos simplificados. Tais modelos foram considerados suficientes para pelo menos fazer uma estimativa inicial das principais dimensões do gerador. Se houver necessidade de mudanças para resultados mais detalhados do que os obtidos com essa proposta, podem ser feitas mudanças para tal. No Capítulo 6, onde está apresentada a conclusão final, dá-se ênfase à questão da possibilidade de acerto das dimensões do gerador, observando os requisitos de desempenho e custo. As mudanças sempre possuem o intuito de atingir requisitos finais de projeto, como a tensão RMS linha-linha, comprimentos de entreferro para satisfazer as necessidades de fabricação, etc.

Este capítulo serve como preparação para todas as frentes de projeto que compõem a concepção de um gerador eólico, quais sejam:

- Projeto Mecânico
- Projeto Magnético
- Projeto Elétrico
- Projeto Térmico

Nestas frentes estão mostrados os cálculos analíticos desenvolvidos durante a Dissertação.

Este trabalho é dedicado ao projeto de um gerador elétrico com ímãs permanentes na topologia superficial e com fluxo radial. Para o dimensionamento deste gerador, é necessário

definir algumas características. Algumas das mais importantes são:

1. O tipo de máquina (síncrona, de indução, de relutância, DC).
2. Tipo de Construção (de fluxo axial, de fluxo radial, de rotor interno, de rotor externo).
3. Potência Nominal:
  - a. Para geradores, a potência ativa no eixo em Watts.
  - b. Se o gerador for síncrono, o fator de potência ( $\cos\phi$  sobre-excitado) também é dado.
  - c. Para geradores DC e de indução, a potência ativa gerada em Watts é dada.
  - d. Para geradores síncronos a potência aparente em VA é dada. O fator de potência também é um dado inicial de projeto.
4. Velocidade nominal de rotação.
5. Número de pares de pólos da máquina.
6. Frequência nominal.
7. Tensão Nominal.
8. Número de Fases.
9. Classe de Isolação e estrutura geral da máquina.
10. Informações adicionais, como rendimento, torque de partida, torque com rotor travado.
11. Restrições de custo.
12. Viabilidade de fabricação.

Como visto, no projeto da máquina existe uma quantidade relativamente elevada de parâmetros, de modo que ao se buscar uma solução ótima, tal tarefa pode se tornar complicada a menos que alguns desses parâmetros possam ser assumidos como constantes ou variarem em limites bem estipulados. Felizmente alguns parâmetros variam relativamente pouco e, por isso, podem

ser assumidos como parâmetros de base para o projeto. São eles [22]:

- Diâmetro Externo do Estator (para algumas carcaças IEC, esse valor normalmente é fixo)
- Comprimento axial do estator
- Largura e Altura da Ranhura
- Diâmetro e Comprimento do Entreferro
- Valor de Pico de Indução no Entreferro
- Altura e Largura da Ranhura no Rotor (quando houver)
- Número de pares de pólos e frequência.

Para iniciar o projeto de um gerador com ímãs permanentes na topologia superficial, deve-se começar com a seleção das chamadas “dimensões principais” do gerador. Tais dimensões são o Diâmetro do Entreferro  $d$  e o Comprimento axial  $l$ . O diâmetro do entreferro é considerado o dobro do raio que se mede do centro da máquina ao ponto médio entre a superfície externa do ímã e o diâmetro interno do estator. Na prática, por conta da largura relativamente pequena do entreferro,  $d$  deve ser muito próximo do diâmetro interno do estator ou do diâmetro externo do rotor.

O comprimento axial deve levar em conta a possibilidade de dispersão de fluxo pelos dutos de refrigeração da máquina no seu comprimento e nas cabeças de bobina. Sabe-se que quando se está projetando uma máquina elétrica, algumas faixas de variação de corrente e de indução magnética são empiricamente definidas, conforme será visto ainda neste capítulo, nas Tabelas 3.1 e 3.2.

Este capítulo termina com as principais dimensões do gerador 3 kW/220 V definidas e prontas para os projetos do Capítulo 04.

### 3.2 Escolhas Básicas de Projeto

Um dos primeiros passos para fazer as escolhas básicas de projeto do gerador é entender que, embora conectadas, algumas variáveis são independentes. Começando com a densidade de corrente dos enrolamentos do estator e as variáveis geométricas básicas, percebe-se que elas mantêm algum grau de independência. O gerador é descrito por 16 variáveis básicas, 12 das quais mostradas na Figura 3.1 e o comprimento axial.

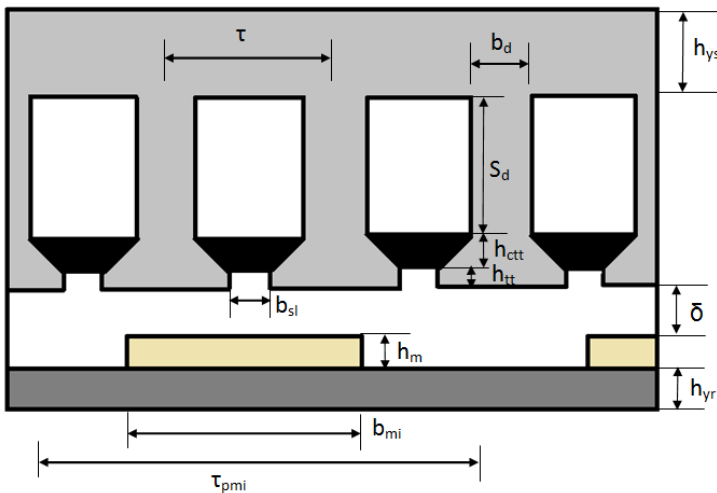


Figura 3.1 – Variáveis Básicas de Projeto para os Geradores.

Juntamente com as propriedades magnéticas das chapas de ferro do rotor e do estator, obtém-se a descrição completa da máquina.

### 3.2 Dimensionamento

Inicialmente, deve-se avaliar o Carregamento Elétrico  $A$  [kA/m] desejado para o gerador. Os valores típicos dependem da aplicação. Conceitualmente, define-se  $A$  como a densidade de corrente linear ao redor da circunferência do entreferro [20].



$$A = \frac{\text{Amperes Espiras Total}}{\text{Comprimento da Circunferência no Entreferro}} = \frac{2mN_{ph}I_{nom}}{\pi d} \quad (3.1)$$

Em (3.1),  $N_{ph}$  é o número de espiras em série por fase necessário para obter a tensão desejada,  $m$  é o número de fases da máquina e  $d$  é o diâmetro do rotor na altura do entreferro. Tecnicamente, algumas tabelas estimam valores para A, muitas vezes considerando a natureza da máquina (indução, síncrona, DC). A Tabela 3.1 [21] mostra um exemplo dessas tabelas.

Mostra-se a seguir o cálculo do valor numérico para carregamento elétrico do gerador. Primeiramente a Tabela 3.1 mostra grandezas de partida da máquina, quais sejam: Potência Ativa de Saída  $P_{nom}$ , Velocidade de Rotação Angular do Rotor  $\Omega$ , Tensão Nominal de Saída  $V_{nom}$ , o Número de Pares de Pólos  $p$  e o Número de Fases do Gerador  $m$ .

Tabela 3.1 – Dados de Partida.

$P_{nom}$	3kW
$\Omega$	250 rpm
$V_{nom}$	220 V
$p$	10
$m$	3

Partindo dos dados da Tabela 3.1, calculam-se o Torque Nominal  $T_{nom}$ , a constante de fem  $k_E$  e a corrente nominal do gerador  $I_{nom}$ .

$$T_{nom} = \frac{P_{nom}}{\Omega} = \frac{3000 \text{ W}}{\left(250 \frac{2\pi}{60}\right) \frac{rad}{s}} = 114,59 \text{ Nm} \quad (3.2)$$

(3.3)

$$\kappa_E = \frac{V_{nom}}{\Omega} = \frac{220 \text{ V}}{\left(250 \frac{2\pi}{60}\right) \frac{rad}{s}} = 8,40 \frac{V \cdot s}{rad}$$

$$I_{nom} = \frac{P_{nom}}{\sqrt{3}V_{nom}} = \frac{3000 \text{ W}}{\sqrt{3} 220 \text{ V}} = 7,87 \text{ A} \quad (3.4)$$

As equações (3.2), (3.3) e (3.4) compõem a Tabela 3.2.

Tabela 3.2 – Grandezas calculadas a partir da Tabela 3.1

$T_{nom}$	114,59 Nm
$\kappa_E$	8,40 Vs/rad
$I_{nom}$	7,87 A

Observando os valores mostrados na Tabela 3.5 deste Capítulo, adota-se o valor de 18 kPa para a Tensão Tangencial Média no rotor ( $\sigma_{Ftan}$ ). Segundo [36], a Tensão Tangencial Média é a responsável pela produção de torque no entreferro e é o ponto de partida para o projeto de uma máquina elétrica.

Ainda, pela equação (3.11),  $T_{nom} = 2\sigma_{Ftan}V_r$ , o que resulta em:

$$V_r = \frac{T_{nom}}{2\sigma_{Ftan}} \quad (3.5)$$

Então:

$$V_r = \frac{T_{nom}}{2\sigma_{Ftan}} = \frac{114,59 \text{ Nm}}{2 (18 \text{ kPa})} = 3,19 \cdot 10^6 \text{ mm}^3$$

Ora, o Volume do Rotor também pode ser calculado em função do diâmetro externo do rotor acima dos ímãs e do comprimento axial do gerador (adotado como 200 mm), conforme:

$$V_r = \pi \frac{D_{re}^2}{4} l_{stk} \div D_{re} = \sqrt{\frac{4 V_r}{\pi l_{stk}}}$$

$$D_{re} = \sqrt{\frac{4 V_r}{\pi l_{stk}}} = \sqrt{\frac{4 (3,19 \cdot 10^6 \text{ mm}^3)}{\pi (200 \text{ mm})}}$$

$$D_{re} = 142,61 \text{ mm} \quad (3.6)$$

Calcula-se agora o Fluxo Médio no Entreferro por pólo ( $\Phi_1$ ) e o número de condutores da máquina ( $Z$ ) [20]. Conseqüentemente calcula-se o número de espiras em série por fase ( $N_{ph}$ ).

$$\phi_1 = \frac{B_{\delta}^{\wedge} \pi D_{re} l_{stk}}{2p} \alpha_p = \frac{(1 \text{ T}) \pi (142,61 \text{ mm})(200 \text{ mm})}{2(5)} 0,686$$

$$\phi_1 = 6,15 \text{ mWb} \quad (3.7)$$

O valor de  $B_{\delta}^{\wedge}$  é explicado após a determinação do valor numérico do carregamento elétrico. Na equação (3.7),  $\alpha_p$  representa o arco polar relativo, ou seja, é a relação entre a largura do ímã em sua base e um arco polar completo. O valor de  $\alpha_p = 0,686$  foi previamente calculado visando reduzir a amplitude do Cogging Torque.

$$Z = \frac{3}{2} \kappa_E \frac{\pi}{\phi_1 p} = \left(\frac{3}{2}\right) \left(8,40 \frac{V \cdot s}{rad}\right) \frac{\pi}{(6,15 \text{ mWb}) 5}$$

$$Z = 1380 \text{ condutores}$$

$$N_{ph} = \frac{Z}{2 \text{ m}} = \frac{1380}{2 (3)}$$

$$N_{ph} = 230 \text{ espiras em série por fase}$$

Voltando à Equação (3.1), tem-se:

$$A = \frac{2 m N_{ph} I_{nom}}{\pi D_{re}} = \frac{2 (3) (230) (7,87 A)}{\pi (142,61 mm)}$$

$$A = 24,24 \frac{kA}{m} \quad (3.9)$$

No cálculo do valor de A, a escolha de  $B_{\delta}^{\wedge}$  na Equação (3.7) está relacionada com os valores de indução magnética em regiões estratégicas do gerador, que são:

- Valor de Pico de Indução no Entreferro -  $B_{\delta}^{\wedge}$
- Valor de Pico de Indução na Coroa do Rotor -  $B_{yr}^{\wedge}$
- Valor de Pico de Indução na Coroa do Estator -  $B_{ys}^{\wedge}$
- Valor de Pico de Indução no Dente do Estator -  $B_d^{\wedge}$

Adicionalmente aos valores acima, trabalha-se com o fator de potência desejado -  $\cos \varphi$  - e com o fator de preenchimento das ranhuras  $F_{slot}$ .

Tabela 3.3 – Valores Típicos RMS para Densidade de Correntes J e Densidades Lineares de Correntes A para várias máquinas elétricas. Assumem-se enrolamentos de cobre.

	Máquinas Assíncronas	Máquinas Síncronas de Pólos Salientes ou MSPS	Máquinas Síncronas de Pólos Não-Salientes				Máquinas DC
			Refrigeração Indireta		Refrigeração Direta a Água		
			Ar	Hidrogênio			
A (kA/m)	30-65	35-65	30-80	90-110	150-200	25-65	
	Enrolamento do Estator	Enrolamento de Armadura	Enrolamento de Armadura				Enrolamento de Armadura
J(A/mm <sup>2</sup> )	3-8	4-6,5	3-5	4-6	7-10	4-9	
	Enrolamento Rotor Cu	Enrolamento de Campo					Enrolamento Polar
J(A/mm <sup>2</sup> )	3-8	2-3,5					2-5,5
	Enrolamento Rotor Al	Camadas Múltiplas	Enrolamento de Campo				Enrolamento de Compensação
J(A/mm <sup>2</sup> )	3-6,5	2-4	3-5	3-5	6-12	3-4	

A faixa de valores da Tabela 3.3 (principalmente as induções magnéticas e densidades de correntes) é definida empiricamente e pode se aplicada em fases iniciais de projeto. Estes valores estão estreitamente relacionados com o estágio de refrigeração da máquina elétrica e são úteis na formação de uma base empírica de referência para escolha de parâmetros dimensionais. Em princípio, projetar um gerador elétrico é um processo relativamente complicado e se as principais dimensões puderem ser pré-definidas, o projeto analítico apresenta-se de maneira consideravelmente simplificado [22].

Conforme observado na Equação (3.9), o valor calculado para o carregamento elétrico é igual a 24,2 kA/m. Embora este valor esteja abaixo da faixa dos valores mostrados na Tabela 3.3, ele foi adotado porque as informações contidas naquela tabela são voltadas para máquinas de algumas dezenas de potência [22]. Então como o foco do projeto é o cálculo de uma máquina de 3 kW (relativamente pequena), escolheu-se um valor inferior a 30 kA/m (que é o menor valor mostrado na Tabela 3.3). Para os valores de Pico de Indução no Entreferro  $B_{\delta}^{\wedge}$ , na Coroa do Rotor  $B_{yr}^{\wedge}$  e na Coroa do Estator  $B_{ys}^{\wedge}$ , por conta dos valores limitados de fluxo remanente e para evitar a saturação no ferro foram selecionados os seguintes valores:  $B_{yr}^{\wedge} = 1,6T$  e  $B_{ys}^{\wedge} = 1,6T$ .

Com relação à densidade de corrente, e ainda referindo-se à Tabela 3.1, observa-se que para o caso de máquinas Síncronas de Pólos Não-Salientes, com refrigeração Indireta a Ar,  $3 \frac{A}{mm^2} \leq J \leq 5 \frac{A}{mm^2}$ . O valor  $J = 5 \frac{A}{mm^2}$  foi adotado.

Na seqüência, deve-se fazer o projeto elétrico para depois computar a refrigeração. Se o *resfriamento* não for considerado satisfatório, deve-se reiniciar o projeto aumentando o tamanho do gerador, usando ferro de melhor qualidade ou métodos de refrigeração mais eficientes. A escolha do material tem um peso importante nas perdas e nas resistências térmicas, conforme explicado no Apêndice B dessa Dissertação. Se for possível usar

materiais elétricos com baixas perdas no ferro e classe de isolamento térmica elevada, a potência de saída do gerador pode ser mais bem aproveitada sem aumentar seu tamanho. Aí está o ganho.

Com relação aos valores de indução nos dentes do estator, em muitas máquinas elétricas a ímãs permanentes, se  $B_d^{\wedge}$  ultrapassar 1,8 T então, do ponto de vista econômico, fica difícil prover a quantidade de ampères-espiras necessários para se atingir tal valor de indução nos dentes. Em máquinas como as projetadas nessa Dissertação, é prática comum que os valores de indução nos dentes sejam o dobro dos valores impostos no entreferro, ou seja, não raro observa-se que  $B_d^{\wedge} \approx 2B_\delta^{\wedge}$  [20]. Escolhem-se  $B_\delta^{\wedge} = 1,0\text{T}$  e  $B_d^{\wedge} = 1,6\text{T}$ .

Já o fator de potência expressa a quantidade de energia que é aproveitada na forma de trabalho útil da energia aparente total gerada pela máquina. Sabe-se que se tal valor for considerado muito baixo (menor que 0,92 indutivo [23]), corre-se o risco de, no caso de máquinas conectadas diretamente à rede elétrica, pagar pela energia reativa excedente que circula nas linhas. Não é esse o caso do gerador protótipo, mas para efeitos de referência o valor  $\cos \varphi = 0,95$  atrasado foi adotado para os projetos expostos nesse trabalho.

O fator de preenchimento  $F_{\text{slot}}$  é uma medida que expressa a quantidade de cobre na área bruta da ranhura. O valor adotado para o protótipo nessa Dissertação será de 0,45, pois de acordo com [35], o máximo fator de preenchimento executável, para fios de seção circular, é cerca de 0,45. Além do que, valores muito pequenos para  $F_{\text{slot}}$  deixarão os fios muito soltos nas ranhuras e valores muito acima aumentarão o tempo de inserção das bobinas.

A Tabela 3.4 mostra de maneira compacta as especificações de projeto impostas até o momento para o gerador 3 kW/220 V.

Tabela 3.4 – Induções Magnéticas permitidas para algumas máquinas elétricas [45].

Indução Magnética [T]				
	Máquinas Assíncronas	Máquinas Síncronas de Pólos Salientes	Máquinas Síncronas de Pólos Não-Salientes	Máquinas DC
Entreferro	0,70 a 0,90	0,85 a 1,05	0,80 a 1,05	0,6 a 1,1
Coroa do Estator	1,4 a 2,0	1,0 a 1,6	1,1 a 1,6	1,1 a 1,5
Dentes	1,4 a 2,1 (estator)	1,6 a 2,0	1,5 a 2,0 T	1,6 a 2,0
	1,5 a 2,2 (rotor)			
Coroa do Rotor	1,0 a 1,9	1,0 a 1,6	1,3 a 1,6	1,0 a 1,5



Tabela 3.4 – Resumo das Primeiras Imposições de Projeto para o Protótipo.

<b>Carregamento Elétrico</b>	<b>24,2 kA/m</b>
<b>Indução de Pico no Entreferro</b>	<b>1 T</b>
<b>Valor de Indução de Pico na Coroa do Rotor</b>	<b>1,6 T</b>
<b>Indução Remanente nos ímãs</b>	<b>1,21 T</b>
<b>Valor de Pico de Indução na Coroa</b>	<b>1,6 T</b>
<b>Valor de Pico de Indução no Dente do Estator</b>	<b>1,6 T</b>
<b>Campo Coercitivo dos Ímãs</b>	<b>923 kA/m</b>
<b>Fator de Preenchimento das Ranhuras</b>	<b>0,45</b>

O cálculo do campo coercitivo  $H_d$  pode ser visto no Apêndice [A.1]. Agora com as definições da Tabela 3.4, pode-se calcular as principais dimensões da máquina. Define-se a tensão tangencial média  $\sigma_{Ftan}$  [36] no entreferro em função do carregamento elétrico  $A$  e do valor da indução de pico no entreferro  $B_\delta^\wedge$ , conforme:

$$\sigma_{Ftan} = \frac{A B_\delta^\wedge \cos \varphi}{\sqrt{2}} [Pa] \quad (3.10)$$

A Tabela 3.5 mostra os valores de  $\sigma_{Ftan}$  para máquinas síncronas com refrigeração indireta. Nesta tabela o fator de potência é considerado unitário [36].

Tabela 3.5 [36].

<b>Tensão Tangencial Média [Pa] – Máquinas Síncronas com Refrigeração Indireta</b>	
<b>Mínimo</b>	17000
<b>Média</b>	36000
<b>Máximo</b>	59500

A tensão tangencial no entreferro  $\sigma_{Ftan}$  produz o torque necessário à rotação da máquina. Este parâmetro é uma importante ferramenta inicial de projeto da máquina elétrica. Convém determinar o volume do rotor com base no valor do

carregamento elétrico na sua superfície. Considerando o raio do rotor igual a  $r_r$ , seu comprimento equivalente  $l'$ , sua superfície de frente para o entreferro igual a  $S_r$  e o valor de tensão tangencial médio igual a  $\sigma_{Ftan}$ , o torque eletromagnético  $T_{nom}$  pode ser calculado de maneira simples a partir de:

$$\begin{aligned}
 T_{nom} &= \sigma_{Ftan} r_r S_r \\
 &= \sigma_{Ftan} r_r (2\pi r_r l') \\
 &= \sigma_{Ftan} 2\pi r_r^2 l' = \sigma_{Ftan} \pi \frac{D_r^2}{2} l' \\
 T_{nom} &= 2\sigma_{Ftan} V_r \quad (3.11)
 \end{aligned}$$

O volume apropriado de rotor  $V_r$  para produzir um determinado torque pode ser estimado utilizando esta Equação. Naturalmente este não é o único método para o cálculo do torque. Uma abordagem alternativa é o uso da constante  $C$  da máquina (ou fator de Titer) a partir da qual estima-se a potência aparente do gerador com base na f.e.m. induzida sobre a indutância magnetizante por fase e da corrente de linha [26].

A relação  $T_{nom}/V_r$  também é conhecida no meio científico como TRV (do inglês, Torque per Rotor Volume). Então, voltando à Equação. (3.11), pode-se dizer que  $TRV = 2\sigma_{Ftan}$ . Em princípio, para máquinas que usam ímãs de Nd-Fe-B, o valor de TRV está entre 14 e 42 kNm/m<sup>3</sup>.

O valor calculado por (3.3) nesta dissertação para o TRV é igual a 36 kNm/m<sup>3</sup>, pois  $\sigma_{Ftan} = 18$  kPa.

Em princípio, a seleção de um número pequeno de pares de pólos  $p$  e/ou elevada frequência de saída  $f$  deve permitir a construção de máquinas com maiores velocidades de rotação. Como a potência ativa de saída depende do torque e da velocidade de rotação angular (de fato,  $P_{nom} = \Omega T_{nom}$ ), o torque de máquinas de alta velocidade deve ser menor quando comparado com o torque de máquinas de baixa velocidade, para

uma mesma potência de saída. Em altas velocidades, entretanto, a densidade de potência do gerador aumenta junto com a densidade de perdas e, por isso, pode haver uma maior preocupação em se utilizar métodos mais apropriados para redução de perdas e melhoria no sistema de refrigeração. Já com frequências maiores, deve-se sempre estar atento ao *efeito pelicular* nos enrolamentos do estator para que não haja necessidade de se reduzir bastante a densidade linear de corrente. À medida que a frequência aumenta, para manter a indução no entreferro constante, devem-se usar materiais elétricos de melhor qualidade, bem como métodos de refrigeração mais eficientes.

Um parâmetro chave no projeto e dimensionamento de máquinas elétricas é a relação (comprimento axial aproximado)/(diâmetro do rotor), dada por:

$$\chi = \frac{l}{D} \quad (3.12)$$

A Tabela 3.6 mostra valores típicos de  $\chi$  para algumas máquinas. Esses valores variam relativamente pouco, de maneira que o comprimento axial do rotor é calculado para que ele gire abaixo da sua primeira velocidade crítica de rotação, que é quando acontece a ressonância mecânica.

Tabela 3.6 – Valores de  $\chi$  [45].

<b>Máquinas Assíncronas</b>	$\chi \approx \frac{\pi}{2p} \sqrt[3]{p}$
<b>Máquinas Síncronas</b>	$\chi \approx \frac{\pi}{4p} \sqrt{p}$

Na Tabela 3.6,  $p$  é o número de pares de pólos da máquina. O Diâmetro externo do rotor da máquina é dado em função do volume ocupado pelo rotor:

$$V_r = \pi \frac{D^2}{4} l$$

Usando (3.4), tem-se:

$$V_r = \pi \frac{D^3}{4} \chi \therefore D = \sqrt[3]{\frac{4 V_r}{\pi \chi}} \quad (3.13)$$

O número de pares de pólos  $p$  e o diâmetro físico do entreferro  $d$ ) determinam o passo polar  $\tau_p$ , conforme:

$$p = \frac{\pi d}{2 \tau_p} \therefore \tau_p = \frac{\pi d}{2 p} \quad (3.14)$$

O número de ranhuras é dado por:

$$Q = 2 p m q \quad (3.15)$$

onde  $m$  é o número de fases e  $q$  é o número de ranhuras por pólos por fase.

O passo de ranhura é dado por:

$$\tau = \frac{\tau_p}{m q} \quad (3.16)$$

As ranhuras do gerador são caracterizadas por sua altura ( $h_s$ ), largura no topo do enrolamento ( $w_a$ ), largura no fundo do enrolamento ( $w_b$ ), de acordo com a Figura 3.2.

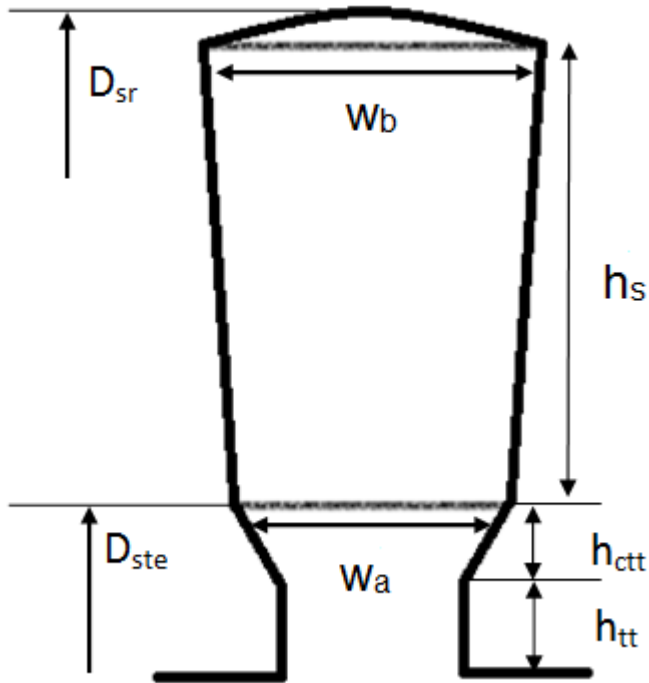


Figura 3.2 – Dimensões da ranhura do gerador.

Na Figura 3.2,  $D_{sr}$  é o diâmetro do estator sobre as ranhuras, ou seja, é o diâmetro medido do centro da máquina até a altura da ranhura.  $D_{ste}$  é o diâmetro medido na altura do topo do enrolamento,  $h_{tt}$  é a altura do “tooth tip” (igual a 1 mm neste projeto) e  $h_{ctt}$  é a altura complementar do “tooth tip” (igual a 1 mm também). O motivo de escolha igual a 1 mm está relacionado com a saturação no ferro na região do “tooth tip” [20]. Observando a mesma figura, pode-se avaliar a área da ranhura trapezoidal de acordo com:

$$(3.17a)$$

$$A_{trap} = (w_a + w_b) \frac{h_s}{2}$$

Ou, alternativamente:

$$A_{trap} = \frac{A_{sw} - A_d}{N_{ran}} \quad (3.17b)$$

Em (3.17b),  $A_{sw} = \frac{\pi}{4}(D_{sr}^2 - D_{ste}^2)$ .  $A_{sw}$  é a área coberta pelas ranhuras.  $A_d$  é a área total dos dentes do estator.

Para um gerador trifásico, no qual o custo dos ímãs deve ser mantido baixo, a relação entre o arco do ímã e o passo polar, também conhecido como arco polar relativo deve ficar entre 0,6 e 0,9 [27].

O comprimento do entreferro,  $\delta$  tem uma influência significativa nas características da máquina. Em muitas delas,  $\delta$  é calculado de maneira a produzir a menor corrente magnetizante possível e ao mesmo tempo maximizar o rendimento.

Embora seja de grande importância, não há na literatura formula analítica para se calcular o valor de  $\delta$ . Entretanto, ao longo dos anos algumas equações empíricas foram elaboradas para esse fim, de maneira que o valor final depende basicamente da potência ativa nominal  $P_{nom}$  [28].

$$\delta = 1,6 \frac{0,18 + 0,006 P_{nom}^{0,4}}{1000} \quad (3.18)$$

Mantendo-se o mesmo critério de minimizar a corrente magnetizante, aconselha-se um  $\delta$  em função da potência da máquina [29]. A Tabela 3.7 ilustra as faixas apropriadas.

Tabela 3.7 – Valores aconselhados para  $\delta$  [24].

<b>Máquinas Pequenas</b>	<b>0,127 mm <math>\leq \delta \leq</math> 0,254 mm</b>
<b>Máquinas Médias</b>	<b>0,381 mm <math>\leq \delta \leq</math> 0,508 mm</b>
<b>Máquinas Grandes</b>	<b>0,635 mm <math>\leq \delta \leq</math> 0,889 mm</b>

Tecnicamente, a escolha entre os critérios da Equação (3.18) e da Tabela 3.7 pode ser considerada uma etapa complementar. O valor calculado pela Equação (3.18) é igual a 0,52 mm para o projeto. Este valor corresponde a quase o dobro do valor indicado pela Tabela 3.7 para máquinas pequenas.

A altura do ímã pode ser estimada como  $10 \delta$  (pelo menos para os primeiros cálculos). Esse critério funciona bem para ímãs com elevada coercividade como os de ferrite e os de NdFeB [29] e também está relacionado com a recomendação de que o coeficiente de permeância do ímã (que expressa a inclinação da curva de magnetização no segundo quadrante) deve ficar entre 5 e 15 [37].

Os ímãs de NdFeB pertencem à família dos ímãs de Terras Raras, pois o Nd é um elemento assim classificado na Tabela Periódica.

Estes são os ímãs permanentes mais avançados disponíveis atualmente e apresentam maior densidade de energia.

Os ímãs de NdFeB são produzidos por metalurgia do pó, a partir de óxidos e metais, moídos e sinterizados, sendo todas as operações executadas sob proteção de gases inertes. Em função de sua alta oxidação é necessário o uso de revestimentos protetivos, metálicos como zinco e níquel ou epóxi [38]. Informações mais detalhadas especificamente sobre os diversos tipos de ímãs e suas características podem ser vistas no Apêndice C e referências correlatas.

A Tabela 3.8 mostra as características principais dos ímãs compostos de Neodímio e a Tabela 3.9 mostra algumas possíveis aplicações.

Tabela 3.8 – Características dos ímãs de NdFeB

<b>Alta energia (até 50 MGOe)</b>
<b>Menor custo por energia</b>
<b>Bom custo por desempenho</b>
<b>Alta resistência à desmagnetização</b>
<b>Razoável estabilidade à temperatura</b>
<b>Temperatura de trabalho de 80 a 180°C</b>

Tabela 3.9 – Possíveis aplicações para ímãs de NdFeB

<b>Máquinas elétricas de alto desempenho</b>
<b>Motores de CC</b>
<b>Equipamentos de ressonância magnética</b>
<b>Alto-Falantes</b>

Na Tabela 3.10 podem-se avaliar mais algumas características magnéticas dos ímãs de Neodímio e na Tabela 3.11, têm-se algumas propriedades térmicas.

Tabela 3.10 – Propriedades magnéticas para ímãs de NdFeB [48].

<b>Grau</b>	<b>B<sub>r</sub></b>	<b>H<sub>c</sub></b>	<b>H<sub>ci</sub></b>	<b>BH<sub>max</sub></b>
	<b>Remanência</b>	<b>Força Coercitiva</b>	<b>Força Coercitiva Intrínseca</b>	<b>Produto de Energia Máximo</b>
	T	kA/m	kA/m	kJ/m
<b>N-35</b>	1,14/1,18	>859,43	>954,92	262,6/286,5
<b>N-42</b>	1,29/1,33	>923,09	>954,92	318,4/342,2
<b>N-48</b>	1,38/1,42	>835,56	>954,92	366,1/390,0
<b>N-50</b>	1,38/1,45	>835,56	>954,92	374,1/405,9
<b>N-35H</b>	1,18/1,23	>875,35	>1352,81	262,6/286,5
<b>N-42H</b>	1,28/1,32	>954,92	>1352,81	318,4/342,2
<b>N-35 SH</b>	1,18/1,23	>795,77	>1671,12	262,6/286,5
<b>N-42 SH</b>	1,28/1,32	>939,01	>1671,12	318,4/342,2
<b>N-35 UH</b>	1,17/1,21	>851,47	>1989,43	262,6/286,5
<b>N-35 EH</b>	1,17/1,21	>811,69	>2387,32	262,6/286,5



Tabela 3.11 – Propriedades térmicas para ímãs de NdFeB [48].

Grau	Densidade	Temp. Curie	Temperatura Máxima de Trabalho	Coefficiente de Temperatura
	g/cm <sup>3</sup>	°C	°C	B <sub>r</sub> - %/°C
<b>N-35</b>	7,4	310	80	-0,12
<b>N-42</b>	7,45	310	80	-0,12
<b>N-48</b>	7,5	310	80	-0,12
<b>N-50</b>	7,5	310	80	-0,12
<b>N-35H</b>	7,4	320	120	-0,11
<b>N-42H</b>	7,45	320	120	-0,11
<b>N-35 SH</b>	7,4	330	120	-0,11
<b>N-42 SH</b>	7,45	330	150	-0,11
<b>N-35 UH</b>	7,4	340	180	-0,11
<b>N-35 EH</b>	7,4	340	200	-0,11

Os ímãs utilizados na constituição do protótipo são do tipo 40 SH (*super high*), que se aproximam das características da grade 42 SH da Tabela 3.9. No Apêndice A, pode-se obter mais detalhes do ímã escolhido.

Usando (3.4), o comprimento axial do gerador, o comprimento axial equivalente e o comprimento útil de ferro (que leva em conta o fator de empilhamento das chapas de FeSi) podem ser calculados, respectivamente, como:

$$l = \chi D \quad (3.19)$$

$$l_e = l + 2 \delta \quad (3.20)$$

$$l_u = k_{Fes} l \quad (3.21)$$

As larguras dos dentes do estator, da coroa do rotor e da coroa do estator são obtidas pela aplicação da lei da Conservação de Fluxo de Gauss (uma das quatro equações básicas do

Eletromagnetismo). A idéia básica por trás das equações (3.22), (3.23) e (3.24) é que o fluxo que se origina dos ímãs se distribui de maneira igual na coroa do estator, do rotor e dos dentes. Com isso pode-se obter a formulação demonstrada nestas equações.

$$b_d = \frac{B_{\delta}^{\wedge} \tau l_e}{B_d^{\wedge} l_u} \quad (3.22)$$

$$h_{yr} = \frac{B_{\delta}^{\wedge} b_m l_e}{2B_{yr}^{\wedge} l} \quad (3.23)$$

$$h_{ys} = \frac{B_{\delta}^{\wedge} b_m l_e}{2B_{ys}^{\wedge} l} \quad (3.24)$$

A altura da ranhura pode ser dada em função do carregamento elétrico  $A$ , o fator de enchimento desejado  $F_{slot}$ , a razão largura da ranhura/passos de ranhura e a densidade de corrente, conforme [39]:

$$h_s = \frac{A}{F_{slot} \frac{b_s}{\tau} J} \quad (3.25a)$$

Observando a Equação (3.25a), percebe-se que o carregamento elétrico  $A$  deve ser distribuído em um passo completo de ranhura, descontando-se o fator de preenchimento no estator. Esta idéia pode ser vista na Equação (3.25b):

$$A = \left( h_s \frac{b_s}{\tau} \right) F_{slot} J \quad (3.25b)$$

Em (3.25b),  $h_s$  representa a dimensão em “y” da ranhura,  $b_s/\tau$  representa a dimensão em “x”.  $F_{slot}$  caracteriza o fator de preenchimento utilizado na máquina e  $J$  a densidade de corrente.

A abordagem acima descrita pode ser utilizada para avaliar a altura da ranhura. Partindo de (3.25b):

(3.25c)

$$A = \left( h_s \frac{b_s}{\tau} \right) F_{slot} J \Rightarrow h_s b_s = \frac{A}{J} \frac{\tau}{F_{slot}}$$

$h_s b_s$  representa uma área retangular equivalente à ranhura proposta. É como se a ranhura fosse aproximada por um retângulo e nessa consideração, se houvesse uma área que pudesse medir este retângulo, esta área seria  $h_s b_s$ .

Por outro lado, a ranhura real não é retangular de fato, mas trapezoidal; a área do trapézio pode ser vista em (3.9a). Substituindo o “ $A_{trap}$ ” de (3.17a) por  $h_s b_s$ , obtém-se a altura da ranhura conforme:

$$S_d = \frac{2}{w_a + w_b} (h_s b_s) \quad (3.25d)$$

Usando (3.13), (3.18), (3.23), (3.24) e (3.25), pode-se escrever que o diâmetro externo do estator e o diâmetro interno do rotor valem respectivamente:

$$D_{ext} = d + 2h_s + 2h_{ys} \quad (3.26)$$

$$D_{rint} = D - 2h_{yr} \quad (3.27)$$

Com isso, todas as dimensões da Figura 3.1 ficam determinadas.

A Tabela 3.12 abaixo faz um resumo das dimensões calculadas neste capítulo para o protótipo 3 kW/ 220 V, de acordo com a Planilha de Cálculo da Dissertação.

Tabela 3.12 – Principais Dimensões para o Protótipo.

Dimensão	Fórmula	Valor
Comprimento Axial	Grandeza imposta	200 mm
Tensão Tangencial Média no Entreferro – $\sigma_{Ftan}$	Grandeza imposta	18 kPa
Volume do Rotor - $V_r$	$\frac{T_{nom}}{2\sigma_{Ftan}}$	$3,19 \cdot 10^6 \text{ mm}^2$
Diâmetro externo do rotor acima dos ímãs - $D_{re}$	$\sqrt{\frac{4V_r}{\pi L_{stk}}}$	142,6 mm
Torque por unidade de volume - TRV	$\frac{T_{nom}}{V_r}$	$35,87 \text{ kNm/m}^3$
Fluxo Médio no Entreferro por pólo - $\Phi_m$	$0,686 \frac{B_\delta \pi D_{re} L_{stk}}{2p}$	6,15 mWb
Coroa do rotor	Eq. (3.23)	14 mm
Diâmetro interno do rotor	Eq. (3.27)	113,4 mm
Diâmetro do rotor abaixo dos ímãs - $D_{rai}$	$D_{re} - 2 h_m$	132,6 mm
Passo polar abaixo dos ímãs $\tau_{pmi}$	$\frac{\pi D_{rai}}{2p}$	41,66 mm
Largura inferior dos ímãs $b_{mi}$	$0,686 \tau_{pmi}$	28,58 mm
Largura dos ímãs $\theta_m$ (graus mec)	$\frac{b_{mi}}{\frac{D_{re}}{2} - h_m} \left( \frac{180}{\pi} \right)$	$24,7^0$
Arco entre os ímãs em graus - $\theta_{ei}$	$\frac{360^0}{2p} - \theta_m$	$11,3^0$
Passo polar em graus $\Gamma$ (graus mecânicos)	$\theta_m + \theta_{ei}$	$36^0$
Diâmetro interno do estator - $D_{is}$	$D_{re} + 2\delta$	143,6 mm

Densidade de Corrente - J	Grandeza Imposta	5 A/mm <sup>2</sup>
Fator de Preenchimento da Ranhura - F <sub>slot</sub>	Grandeza Imposta	0,45
Área da Ranhura Retangular Equivalente	$h_s b_s$	177,78 mm <sup>2</sup>
Largura do Dente - b <sub>d</sub>	Eq. (3.22)	9,40 mm
Altura do tooth tip - h <sub>tt</sub>	Grandeza Imposta	1 mm
Altura complementar do tooth tip - h <sub>ctt</sub>	Grandeza Imposta	1 mm
Diâmetro do Estator na altura do topo do enrolamento - D <sub>ste</sub>	$D_{is} + 2(h_{tt} + h_{ctt})$	147,60 mm
Passo de ranhura no topo do enrolamento - S <sub>pt</sub>	$\frac{\pi[D_{is} + 2(h_{tt} + h_{ctt})]}{N_{ran}}$	15,46 mm
Passo de ranhura no topo do enrolamento em graus - α	$\frac{S_{pt} 360^0}{\pi}$	12 <sup>0</sup>
Largura de Ranhura no Topo do Enrolamento - h <sub>a</sub>	S <sub>pt</sub> - b <sub>d</sub>	6,06 mm
Largura de Ranhura no Fundo do Enrolamento - h <sub>b</sub>	$\sqrt{4 \tan\left(\frac{\alpha}{2}\right)(h_s b_s) + h_a^2}$	10,56 mm
Altura da Ranhura - S <sub>d</sub>	Eq. (3.25d)	21,40 mm
Área da Ranhura Trapezoidal	$\frac{h_s}{2}(w_a + w_b)$	177,83 mm <sup>2</sup>
Diâmetro do Estator sobre as ranhuras - D <sub>er</sub>	$D_{is} + 2(h_{tt} + h_{ctt}) + 2 S_d$	190,4 mm
Coroa do estator - h <sub>ys</sub>	Eq. (3.24)	9,60 mm
Diâmetro Externo do Estator - D <sub>ec</sub>	$D_{is} + 2 h_{ys}$	209,60 mm

### 3.4 Conclusões

Neste capítulo foram apresentados os métodos para se obter as principais dimensões de um gerador eólico. Os procedimentos de cálculo foram apresentados partindo de conceitos fundamentais como o carregamento elétrico e equações empíricas desenvolvidas ao longo dos anos pelos projetistas de máquinas.

O capítulo se desenvolve mostrando equações que regem o dimensionamento do gerador, bastando observar as equações (3.1) a (3.19); ao final, são mostrados os resultados aplicados ao protótipo a ser construído. Este capítulo serve de base para o cálculo do gerador no programa de cálculo eletromagnético por elementos finitos EFCAD, inseridas as dimensões calculadas para verificação de seu desempenho.

Para isso, faz-se uma avaliação elétrica, magnética, mecânica e térmica. Tais questões são objetos de estudo do Capítulo 04.

## **CAPÍTULO 4**

### **FRENTES DE PROJETO**

#### **4.1 Introdução**

Dando sequência ao projeto de geradores eólicos, neste capítulo serão feitas análises em áreas específicas para o cálculo de diferentes estruturas:

- **Área Mecânica:** obtêm-se daqui restrições relativas ao estresse mecânico permitido para evitar que o gerador atinja a velocidade de rotação ressonante.
- **Área Magnética:** são feitos cálculos magnéticos a vazio e serão estimados, entre outras características importantes, os pesos dos ímãs, da parte ativa de ferro e do cobre.
- **Área Elétrica:** nessa parte são calculados o esquema de bobinagem, o comprimento médio de bobina e da cabeça de bobina, e o cálculo das perdas ôhmicas e no ferro.
- **Área Térmica:** o modelo Térmico do Apêndice B estima a temperatura em regiões consideradas estratégicas do gerador.

A junção de todas as informações dessas frentes de projeto permitirá que o protótipo seja mais bem caracterizado, preparando as informações resultantes para o projeto da bobinagem e isolamento no Capítulo 05.

## 4.2 Projeto Mecânico

Junto com os requisitos de elevação de temperatura, a potência de saída e a velocidade máxima do gerador são restringidas pelo máximo estresse mecânico resultante das forças centrífugas, frequências naturais e pelos carregamentos elétricos e magnéticos.

O estresse mecânico máximo  $\sigma_{mec}$  causado pela força centrífuga no rotor é proporcional ao quadrado da velocidade angular de rotação [44]:

$$\sigma_{mec} = C' \rho r_r^2 \Omega^2 \quad (4.1)$$

Onde:

$C' = \frac{3+\nu}{8}$  se o rotor for um cilindro homogêneo

$C' = \frac{3+\nu}{4}$  se o rotor tiver uma cavidade central

$r_r$  é o raio do rotor

$\Omega$  é a velocidade angular mecânica do rotor

$\rho$  é a densidade do material

$\nu$  é o coeficiente de Poisson (é a razão da contração lateral em relação à extensão longitudinal na direção da força tensora)

Quando o valor de  $\sigma_{mec}$  é conhecido, (4.1) pode ser usada para determinar o maior raio permitido para o rotor. Ainda assim, usa-se um fator de segurança para não exceder a integridade do material do rotor.

O coeficiente de Poisson normalmente varia muito pouco para diferentes materiais. A Tabela 4.1 lista alguns coeficientes para materiais puros [28].



Tabela 4.1 – Coeficientes de Poisson para alguns materiais.

<b>Material</b>			<b>Material</b>		
		<b><math>\nu</math></b>			<b><math>\nu</math></b>
<b>Alumínio</b>	Al	0.34	<b>Níquel</b>	Ni	0.30
<b>Cobre</b>	Cu	0.34	<b>Titânio</b>	Ti	0.34
<b>Ferro</b>	Fe	0.29	<b>Cobalto</b>	Co	0.31

O fator de segurança referido acima faz com que o raio do rotor deva ser um pouco menor em relação ao raio calculado. A Equação (4.1) não deve ser utilizada para o cálculo de forças nas lâminas do rotor por conta da geometria complicada na sua laminação (imaginem-se os canais radiais de ventilação). O protótipo em questão não vai apresentar canais radiais de ventilação, mas é tecnicamente fundamental conhecer esta restrição. Entretanto esta equação deve ser capaz de fornecer alguma informação referencial, pois a tensão é sempre maior no centro de um corpo sólido ou na superfície interna de um corpo oco. Nesses pontos em particular, os valores de tensão não devem ser excedidos.

No caso de rotores com pólos salientes (não é o caso do protótipo), os pólos dos ímãs podem ser aparafusados ao eixo de maneira que tal operação deve ser dimensionada prevendo o estresse máximo  $\sigma_{mec}$ .

O coeficiente de Poisson para o protótipo, o valor de  $C'$  e  $\sigma_{mec}$  valem, respectivamente:

$$\nu = 0,29 \quad (4.2)$$

$$C' = \frac{3 + \nu}{4} = \frac{3 + 0,29}{4} = 0,822 \quad (4.3)$$

$$\begin{aligned} \sigma_{mec} &= C' \rho r_r^2 \Omega^2 = \\ &= 0.822 * 7700 * (71,3 * 10^{-3})^2 * \left(250 * \frac{\pi}{30}\right)^2 \end{aligned}$$

$$\sigma_{mec} = 22,053 \text{ kPa} \quad (4.4)$$

Comparando o valor de  $\sigma_{mec}$  em (4.4) com a Tensão calculada na Tabela 3.7, percebe-se que a tensão calculada na Tabela está dentro dos limites permitidos. Ainda, considerando a tensão máxima para o material Ferro com uma pequena cavidade ao centro igual a  $300\text{N/mm}^2 = 300 \text{ MPa}$ , o máximo raio permitido para o rotor seria:

$$\sigma_{Ftan-m\acute{a}x} = C' \rho r_{rm\acute{a}x}^2 \Omega^2 \Rightarrow r_{rm\acute{a}x} = \sqrt{\frac{\sigma_{Ftan-m\acute{a}x}}{C' \rho \Omega^2}}$$

$$\therefore r_{rm\acute{a}x} = \sqrt{\frac{300 * 10^6}{0.822 * 7700 * \left(250 * \frac{\pi}{30}\right)^2}} \Leftrightarrow r_{rm\acute{a}x} = 8,315 \text{ m} \quad (4.5)$$

O resultado calculado em (4.5) mostra que o valor do raio avaliado para o rotor na Tabela 3.7 se enquadra nos limites mecânicos.

### 4.3 Projeto Magnético

Na frente magnética, cálculos em vazio para os ímãs são avaliados assim como o peso das partes ativas de ferro e de cobre. Alguns coeficientes, como o coeficiente de permeância ou PC, também são avaliados juntamente com estimativas analíticas do valor eficaz da tensão, fluxo e torque.

A Tabela 4.2 mostra os dados de entrada para o projeto magnético:

Tabela 4.2 – Dados dos Ímãs.

<b>Entreferro <math>\delta</math></b>	<b>0,52 mm</b>
<b>Coefficiente de Permeância - PC</b>	<b>10</b>
<b>Altura dos ímãs</b>	<b>5 mm</b>

O raio efetivo do ímã é um raio que se inicia no centro do eixo do rotor e vai até um terço da espessura do ímã, conforme visto na Figura 4.1. Nesta Figura  $r_m$  é o raio efetivo do ímã e  $r_g$  é o raio do entreferro mecânico no meio do entreferro.

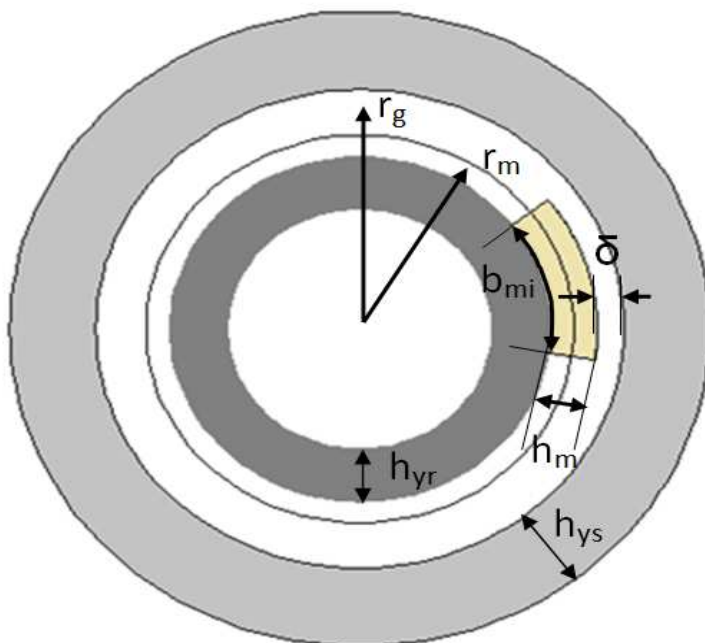


Figura 4.1 – Dimensões auxiliares para o Projeto Magnético.

A área da face do ímã que se projeta perpendicularmente ao fluxo magnético, a área na região do entreferro perpendicular ao

fluxo magnético que sai dos ímãs e o coeficiente de permeância do ímã estão avaliados conforme as equações (4.6), (4.7) e (4.8), respectivamente:

$$A_M = b_{mi} L_{stack} \quad (4.6)$$

$$A_g = \frac{360}{2p} \frac{\pi}{180} r_g L_{stack} \quad (4.7)$$

$$PC = \frac{1}{f_{lkg}} \frac{h_m}{\delta} \frac{A_g}{A_M} \quad (4.8)$$

Em (4.8),  $f_{lkg}$  é o fator de dispersão de fluxo, o qual representa o quanto de fluxo do ímã é aproveitado e chega à coroa do estator.

As massas das diferentes partes do gerador são dadas por:

$$M_{imas} = 2p L_{stack} b_{mi} h_m \rho_{Fe} \quad (4.9)$$

$$M_{rotor} = \pi \left( \frac{D_{rext}^2 - D_{rint}^2}{4} \right) L_{stk} \rho_{aço} \quad (4.10)$$

$$M_{estator\_coroa} = \pi \left( \frac{D_{eext}^2 - D_{sr}^2}{4} \right) L_{stk} \rho_{aço} \quad (4.11)$$

$$M_{estator\_dentes} = N_{ran} b_d h_s L_{stk} \rho_{aço} \quad (4.12)$$

$$M_{estator} = M_{estator\_coroa} + M_{estator\_dentes} \quad (4.13)$$

$$M_{cobre} = Vol_{Cobre} \rho_{Cu} \quad (4.14)$$

$$M_{total} = M_{ímãs} + M_{rotor} + M_{estator} + M_{Cobre} \quad (4.15)$$

Para complementar o projeto magnético, podem-se fazer cálculos a vazio. A seguir serão mostrados a relutância, fluxo e indução no entreferro, bem como a energia magnética por pólo armazenada no seu volume [40].

$$\mathcal{R}_g = \frac{\delta}{\mu_0 A_g} \quad (4.16)$$

$$\phi_g = \frac{f_{lkg} B_r A_m}{1 + f_{lkg} P_{m0} \mathcal{R}_g} \quad (4.17)$$

$$B_g = \frac{f_{lkg} \frac{A_m}{A_g}}{1 + \mu_{rec} f_{lkg} \frac{A_m}{A_g} \frac{\delta}{h_m}} \approx f_{lkg} \frac{A_m}{A_g} B_r \quad (4.18)$$

$$W_g = \frac{V_M}{2} |B_M H_M| \quad (4.19)$$

Nas equações (4.17), (4.18) e (4.19),  $P_{m0}$  representa a permância do circuiuo magnético,  $B_r$  é a remanência do ímã,  $\mathcal{R}_g$  é a relutância do circuito magnético,  $\mu_{rec}$  é a permeabilidade de recuo do ímã,  $h_m$  a sua altura e  $V_m$  o volume de um pólo magnético. Os resultados para o protótipo, considerando esse conjunto de equações, estão mostrados na Tabelas 4.3, 4.4, 4.5 e 4.6.

Tabela 4.3

Área da Seção Transversal dos Ímãs	$5,72.10^{-3} \text{ m}^2$
Fluxo dos Ímãs	$5,72.10^{-3} \text{ m}^2$
Rotação	250 rpm
Velocidade angular	26,18 rad/s
Constante de FEM - $k_E$	8,40 V-s/rad
Constante de Torque – $k_T$	8,40 Nm/A

Tabela 4.4

Número de condutores totais do gerador - Z	$\frac{3 \ k_E \pi}{2 \ \phi_M p}$	1380
Número de condutores por fase	$\frac{Z}{3}$	460
Número de bobinas no enrolamento - $N_b$	3p	15
Número de espiras do enrolamento por bobina - $N_{eb}$	$\frac{Z}{2N_b}$	46
Número de espiras por fase - $N_{ef}$	$\frac{Z}{6}$	230
Número de condutores por ranhura - $N_{cr}$	$\frac{Z}{N_{ran}}$	46
Número de espiras total	$N_{eb} N_b$	690
Área varrida pelas ranhuras - $A_{sw}$	$\frac{\pi}{4} (D_{sr}^2 - D_{ste}^2)$	$11.361,88 \text{ mm}^2$
Área de um dente - $A_d$	$b_d (D_{sr} - D_{ste}) \frac{N_{ran}}{2}$	$6.034,80 \text{ mm}^2$

Tabela 4.5 - Massas

<b>Densidade NdFeB</b>	<b>7,5 g/cm<sup>3</sup></b>
<b>Densidade Ferro</b>	<b>7,70 g/cm<sup>3</sup></b>
<b>Densidade Cobre</b>	<b>8,92 g/cm<sup>3</sup></b>
<b>Massa de Ferro do Rotor</b>	<b>5,91 kg</b>
<b>Massa de Ímãs</b>	<b>2,14 kg</b>
<b>Massa de dentes do Estator</b>	<b>10,72 kg</b>
<b>Massa da Coroa do Estator</b>	<b>2,32 kg</b>
<b>Massa Total do Estator</b>	<b>13,04 kg</b>
<b>Massa de Cobre</b>	<b>4,35 kg</b>
<b>Massa Total do Gerador</b>	<b>25,44 kg</b>

Tabela 4.6 – Indutâncias

<b>Indutância Própria de Entreferro para uma Bobina</b>	<b>4,782 mH</b>
<b>Indutância Mútua de Entreferro para uma Bobina</b>	<b>-1,592 mH</b>
<b>Coefficiente de Dispersão de Ranhura</b>	<b>1,98</b>
<b>Indutância Própria de Dispersão de Ranhura</b>	<b>0,63 mH</b>
<b>Indutância Mútua de Dispersão de Ranhura</b>	<b>0,47 mH</b>
<b>Indutância de Cabeça de Bobina</b>	<b>0,42 mH</b>

#### 4.4 Projeto Elétrico

Para a parte elétrica, além do esquema de bobinagem mostrado no Capítulo 05, fazem-se cálculos complementares, incluindo as perdas no ferro e no cobre, assim como o cálculo de indutâncias.

O MLT representa o comprimento médio de uma espira que compõe uma bobina qualquer. Nesta dissertação, o MLT é importante para avaliar as perdas Joule e, conseqüentemente, tem influência no rendimento da máquina.

Nas tabelas 4.7 a 4.9 têm-se as grandezas calculadas para esta frente de projeto. Esses valores são úteis para estimativa do rendimento do gerador (a partir das perdas no ferro, perdas Joule e perdas adicionais).

A Tabela 4.7 mostra em particular o MLT (do inglês *Mean Length Turn*), que é calculado conforme (4.24)

$$MLT = 2 L_{stk} + 2c_{span} \frac{360}{N_{ran}} \frac{\pi}{180} \left( \frac{D_{sr}}{2} - \frac{S_d}{2} \right) \quad (4.24)$$

Em (4.24), definem-se:

- $L_{stk}$ : comprimento axial do gerador
- $c_{span}$ : passo de bobina
- $D_{sr}$ : diâmetro do estator sobre as ranhuras
- $S_d$ : altura da ranhura
- $N_{ran}$ : número de ranhuras

O objetivo de (4.24) é avaliar o MLT como sendo a soma de duas vezes o comprimento axial mais duas vezes o arco que uma espira percorreria na altura média da ranhura. A Figura 4.2 ilustra essa idéia.



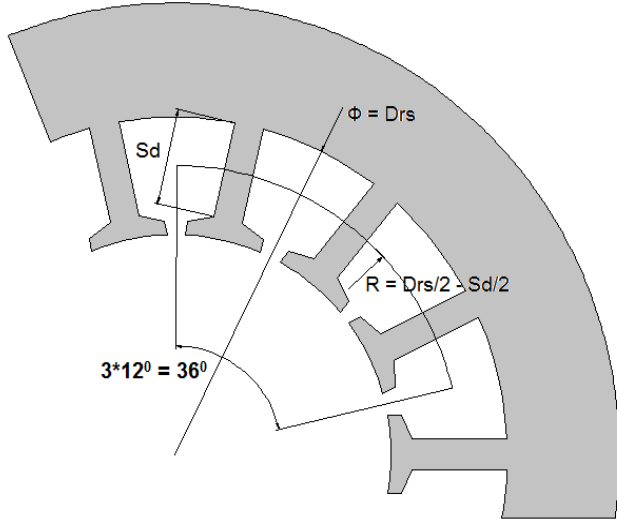


Figura 4.2 – Caracterização para o cálculo do MLT.

Na Figura 4.2, como o passo de uma bobina do gerador é 1:4 (que será mais bem explicado adiante) conclui-se que a distância percorrida por uma espira qualquer no sentido da ranhura de entrada para a ranhura de saída é igual a três vezes o passo de uma ranhura. Como o passo de ranhura vale  $360/N_{\text{ran}} = 360/30 = 12^\circ$ , o passo de bobina vale  $36^\circ$ .

O raio na metade da altura da ranhura está indicado como R na Figura 4.2. Assim, o arco correspondente ao passo de bobina pode ser calculado conforme (4.25):

$$\text{arco de bobina} = c_{\text{span}} \frac{360}{N_{\text{ran}}} \frac{\pi}{180} \left( \frac{D_{\text{sr}}}{2} - \frac{S_d}{2} \right) \quad (4.25)$$

As Tabelas 4.7, 4.8 e 4.9 mostram os resultados obtidos para esta seção.

Tabela 4.7

<b>Comprimento Médio de uma Espira</b>	
<b>MLT [mm]</b>	<b>525,24</b>

Tabela 4.8

<b>Rendimento</b>	
<b>Resistividade do Cobre a 34,5 graus (<math>\Omega\text{m}</math>)</b>	<b><math>1,82 \cdot 10^{-8}</math></b>
<b>Resistência de uma Espira (<math>\text{m}\Omega</math>)</b>	<b>7,00</b>
<b>Resistência de uma Bobina (<math>\text{m}\Omega</math>)</b>	<b>321,96</b>
<b>Resistência de uma Fase (<math>\text{m}\Omega</math>)</b>	<b>1609,78</b>
<b>Perdas Joule (W)</b>	<b>243,60</b>
<b>Perdas no Ferro (W)</b>	<b>19,97</b>
<b>Perdas Adicionais (W)</b>	<b>3,99</b>
<b>Rendimento Estimado (%)</b>	<b>91,08</b>

Tabela 4.9

<b>Coefficientes Auxiliares para Cálculo das Perdas no Ferro</b>	
<b>Densidade de Perdas por Histerese no Ferro – <math>P_{\text{hy}}</math> [W/kg]</b>	<b>2,04</b>
<b>Densidade de Perdas Foucault no Ferro – <math>P_{\text{ft}}</math> [W/kg]</b>	<b>0,76</b>
<b>Fator Empírico para Perdas por Histerese na Coroa do Estator – <math>k_{\text{Hys}}</math></b>	<b>2</b>
<b>Fator Empírico para Perdas Foucault na Coroa do Estator - <math>k_{\text{FtyS}}</math></b>	<b>1,8</b>
<b>Fator Empírico para Perdas por Histerese nos Dentes do Estator - <math>k_{\text{Hyd}}</math></b>	<b>1,2</b>
<b>Fator Empírico para Perdas Foucault nos Dentes do Estator - <math>k_{\text{Ftd}}</math></b>	<b>1,5</b>

## 4.5 Projeto Térmico

A avaliação dos níveis de temperatura em uma máquina é muito importante para o projeto. O Modelo térmico mostrado brevemente no Apêndice B pode ser utilizado para equacionar as variáveis térmicas da máquina. Uma das principais restrições aqui é a não elevação da temperatura nos ímãs sob pena de desmagnetização.

## 4.6 Resultados

Esta seção objetiva a apresentação dos resultados mais completos obtidos para o gerador 3 kW/220 V/250 rpm.

As dimensões do gerador encontram-se na planilha de cálculo, mostradas na seção 4.3 e 4.4. O domínio de cálculo usado para a modelagem 2D pelo Método de Elementos Finitos pode ser visto na Figura 4.3:

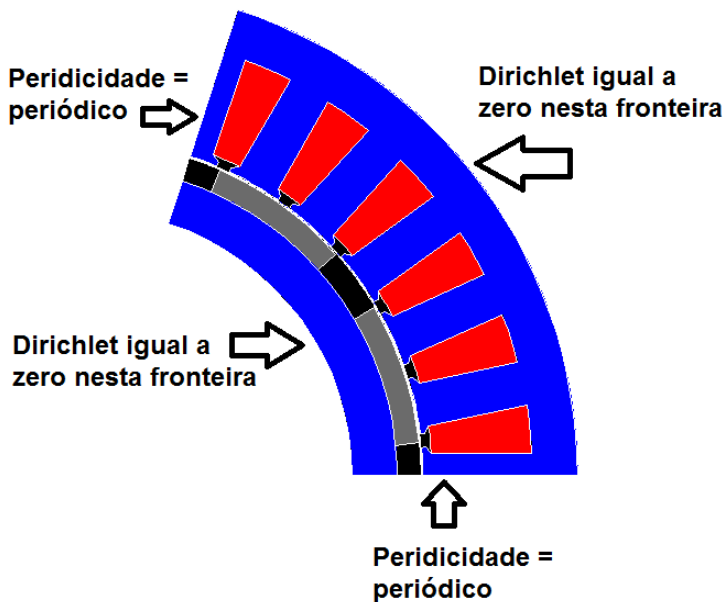


Figura 4.3 – Domínio de Cálculo: 6 ranhuras e 2 pólos.

Alguns dos principais dados dimensionais para o gerador são:

- Comprimento Axial = 200 mm
- Densidade de Corrente nominal  $J = 2,036 \text{ A/mm}^2$
- Sequência de Bobinagem: +A -C +B -A +C - B
- Domínio Periódico
- Raio Externo do Estator = 104,80 mm
- Raio Interno do Estator = 71,8 mm
- Raio Interno do Rotor = 56,7 mm
- Raio Externo do Rotor (abaixo dos ímãs) = 66,3 mm
- Altura dos ímãs = 5 mm
- Arco polar relativo = 0,686
- Comprimento do Entreferro = 0,5 mm

As simulações desenvolvidas na Dissertação lançam mão da ferramenta de cálculo EFCAD. Trata-se de um pacote computacional concebido para solucionar equações diferenciais parciais 2D (como por exemplo as equações diferenciais de Laplace e de Poisson).

O equacionamento 2D está associado com os fenômenos eletromagnéticos e térmicos que se observam no gerador elétrico. A metodologia utilizada na formulação é a de Elementos Finitos.

O EFCAD é composto basicamente de três seções, descritas a seguir:

- Um pré-processador
- Módulos de processamento
- Um pós-processador

Para fazer o pré-processamento, o módulo utilizado chama-se EFD. Trata-se de uma ferramenta de CAD (*Computer Aided Design*) onde as principais dimensões da máquina devem

ser inseridas por meio de comandos de desenho. O módulo EFD gera um arquivo com extensão .pre.

Este arquivo .pre é utilizado como entrada para o módulo EFM. Neste programa, é possível preparar o domínio de cálculo para o processamento e solução do problema eletromagnético. No EFM, definem-se os materiais que compõem a estrutura (ferro, cobre, ímãs), define-se a sequência de bobinagem, inserem-se as condições de contorno e periodicidade e discretiza-se o domínio de cálculo em Elementos Finitos 2D.

O próximo módulo utilizado é o EFCR. Nele simulam-se os cálculos estáticos eletromagnéticos com rotação. Para cada posição de rotação do gerador, resolvem-se os potenciais vetores e calculam-se as induções. Durante o processo de entrada de dados do programa, é possível habilitar os cálculos de FEM, Torque, Indutância (Própria e Mútua), Fluxo e Perdas no Ferro.

A saída do EFCR gera arquivos que podem ser lidos em uma ferramenta de tratamento de curvas como o DSN ou o MS-EXCEL. Neste caso tem-se as respostas em termos de forma de onda do problema. Quando se deseja visualizar a máquina elétrica para avaliar as induções no domínio, calcular as indutâncias, tirar curvas de induções no entreferro, coroa do rotor, coroa do estator, dentes, etc., utiliza-se o módulo EFGN.

Este módulo comporta a saída gráfica do problema. Para avaliar as perdas no ferro do gerador, utiliza-se o módulo EFCMOUT, que divide o domínio de cálculo em células de elementos finitos e, por meio de uma visualização gráfica, determina as perdas.

#### **4.6.1 Em Vazio**

Nesta seção são apresentados os resultados das simulações com correntes nulas, ou seja, em vazio. A Figura 4.4 mostra o Cogging Torque, que é o torque obtido pela interação entre os ímãs e as ranhuras do estator, na condição em vazio.

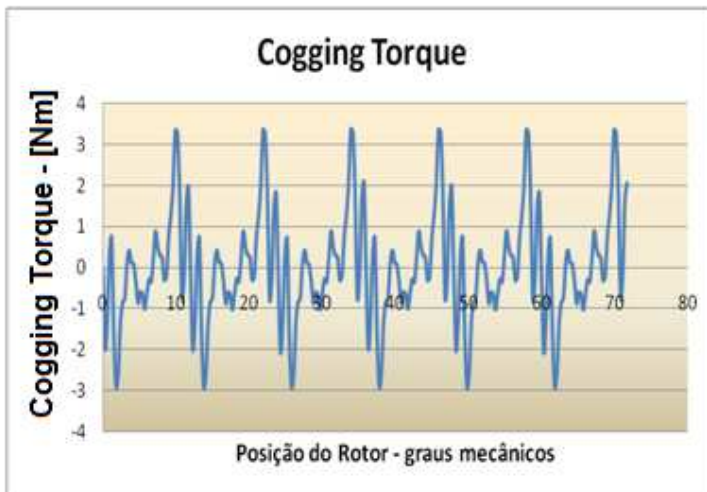


Figura 4.4 – Cogging Torque. Valor pico a pico = 5,685 Nm.

O Enlace de Fluxo Fase Neutro, que é o enlace obtido por cada bobina, pode ser visto na Figura 4.5. O enlace de fluxo com duas bobinas em série (ou fase-fase) pode ser visto na Figura 4.6.

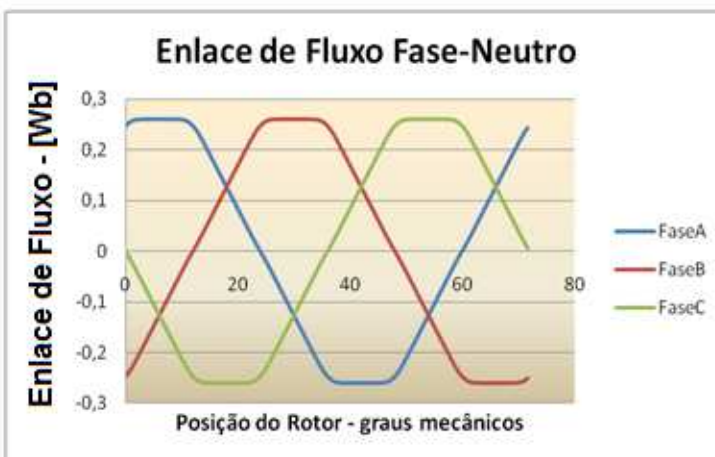


Figura 4.5 – Enlace de Fluxo Fase-Neutro. Valor eficaz = 0,190 Wb.

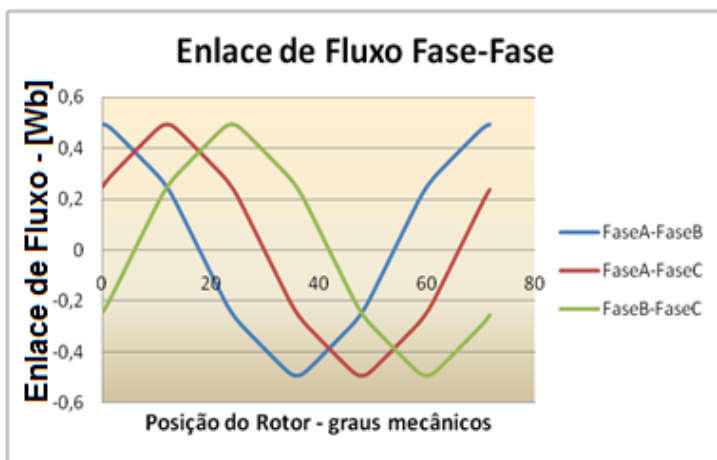


Figura 4.6 – Enlace de Fluxo Fase-Fase. Valor eficaz = 0,330 Wb.

Para visualizar a fem induzida fase-neutro (que é proporcional à derivada do enlace de fluxo), observa-se a Figura 4.7. A FEM Induzida Fase-Fase pode ser vista na Figura 4.8.

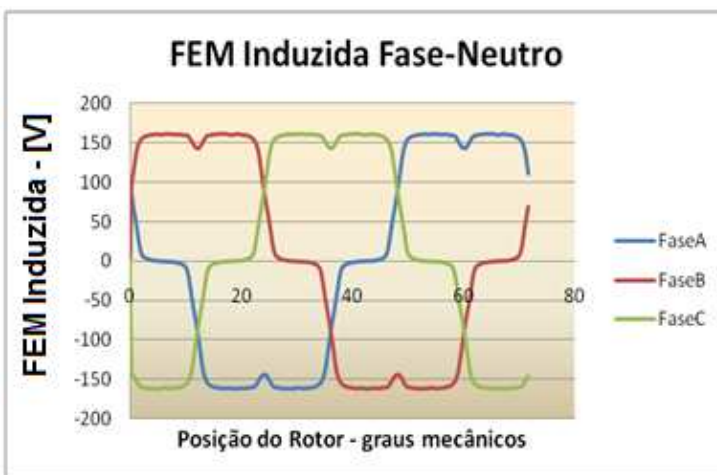


Figura 4.7 – FEM Induzida Fase-Neutro. Valor eficaz = 127,633 V.

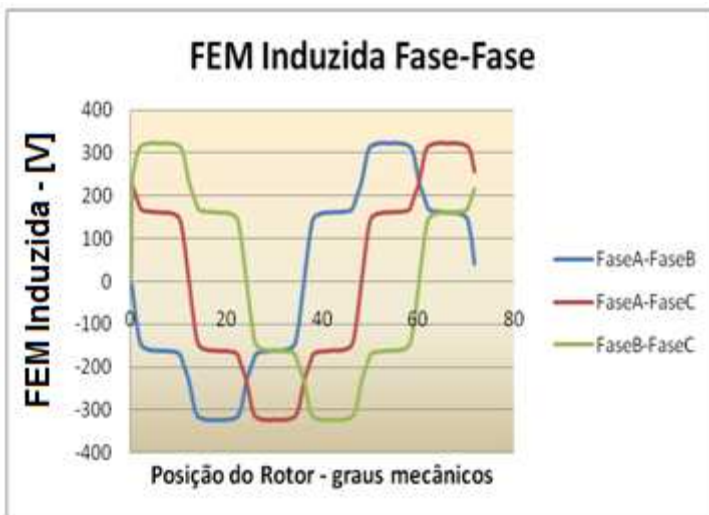


Figura 4.8 – FEM Induzida Fase-Fase. Valor eficaz = 221,121 V.

A defasagem entre fem induzida e fluxo concatenando em vazio pode ser vista na Figura 4.9.

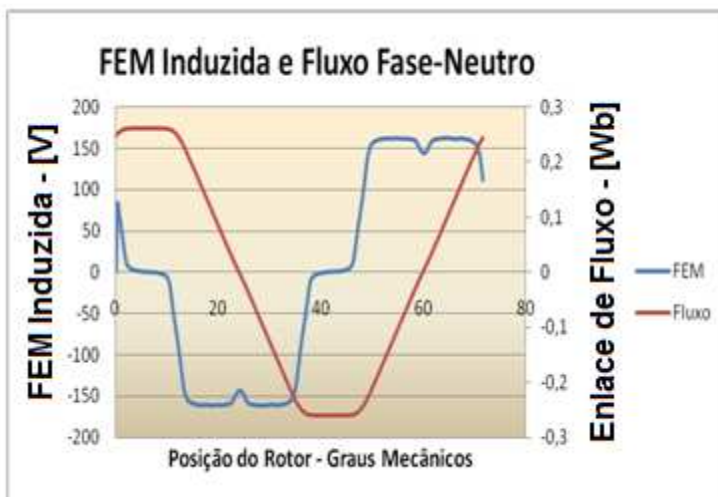


Figura 4.9 – FEM e Enlace de Fluxo Fase-Neutro.



As figuras desta seção compartilham o domínio de cálculo comum para o estudo feito na Dissertação. Para os resultados obtidos, o domínio e a malha podem ser vistos na Figura 4.10, onde também se mostra o Fator de Qualidade da malha. Ainda nesta figura destacam-se os elementos finitos delimitando suas fronteiras entre si, tanto no estator como no rotor e nos ímãs.

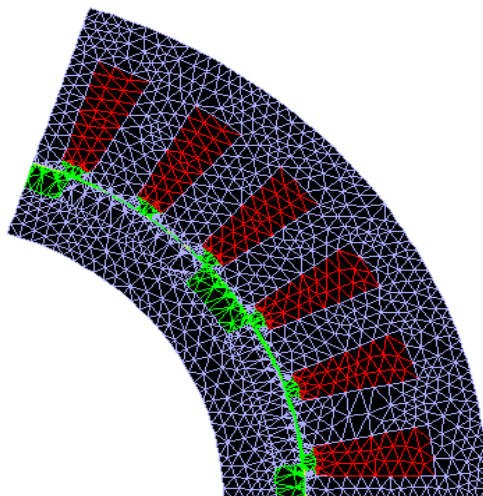


Figura 4.10 – Malha Discretizada. Fator de Qualidade = 0,763.

As induções em vazio, bem como as suas faixas de valores, estão representadas na Figura 4.11. O ferro começa a saturar na região em rosa mais claro.

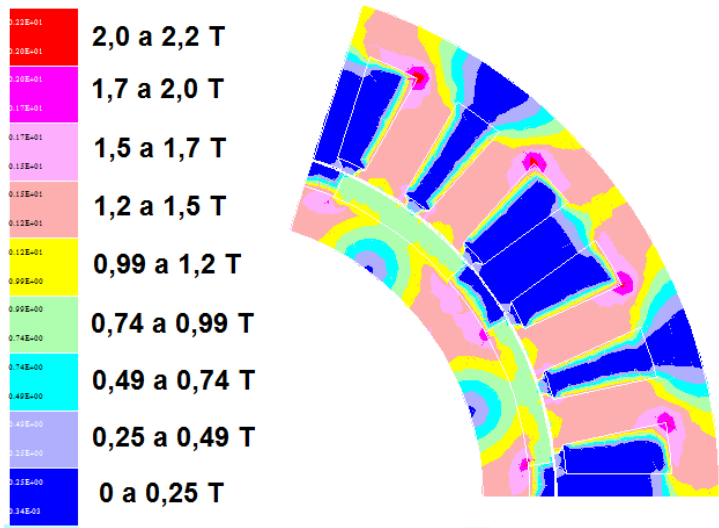


Figura 4.11 – Indução Magnética em vazio.

A Figura 4.12 mostra a Indução no Entreferro na condição em vazio. O patamar da indução está na casa de 1,0 T aproximadamente. Este valor representa a indução imposta como dado de entrada quando o gerador estava sendo dimensionado.



Figura 4.12 – Indução no Entreferro em Vazio.

### 4.6.2 Cálculo de Indutâncias

A indutância própria de uma fase representa a relação entre o fluxo magnético enlaçado pela bobina da fase e a corrente que circula nos condutores da bobina. A indutância mútua entre duas fases pode ser avaliada considerando o fluxo magnético que atravessa uma bobina e dividindo este fluxo pela corrente elétrica que atravessa a bobina de outra fase e que produz o fluxo.

Fazendo a abordagem para este cálculo com o módulo EFCR do EFCAD, primeiramente os ímãs são retirados do domínio de cálculo. A partir deste ponto, as etapas para a simulação são as mesmas para o caso a vazio, ou seja: determinar os materiais (ferro no estator e no rotor), determinar a sequência de bobinagem, estabelecer a condição de periodicidade do domínio e impor as condições de contorno (Dirichlet e Neumann). O domínio de cálculo resultante após estas etapas pode ser visto na Figura 4.13.

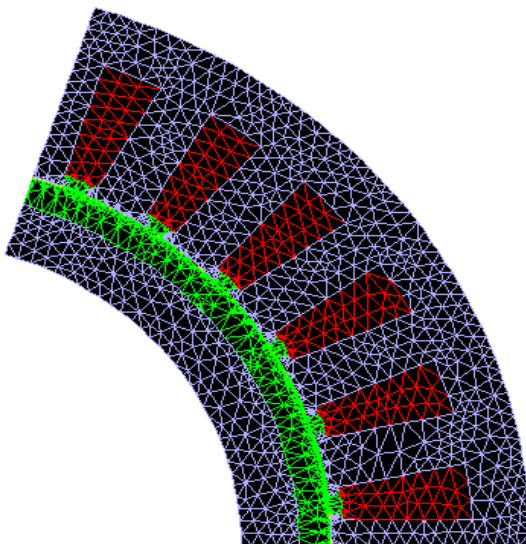


Figura 4.13 – Malha para o Cálculo de Indutâncias. Fator de Qualidade = 0,792.

A indutância própria da fase A pode ser vista na Figura 4.14 e a Figura 4.15 mostra a indutância mútua entre as fases A e B ou A e C.



Figura 4.14 – Indutância Própria. Valor Médio = 4,150 mH.



Figura 4.15 – Indutância Mútua. Valor Médio = - 0,679 mH.

Estas indutâncias são calculadas conforme o raciocínio explicado anteriormente para as indutâncias e são dadas de acordo com a posição do rotor no passo de cálculo.

Observando as informações gráficas que o EFCAD fornece, usando o módulo EFGN, agora são solicitados os cálculos de indutância por meio da saída gráfica do programa. Na Figura 4.16 é mostrado o domínio de cálculo para o cálculo de indutâncias.

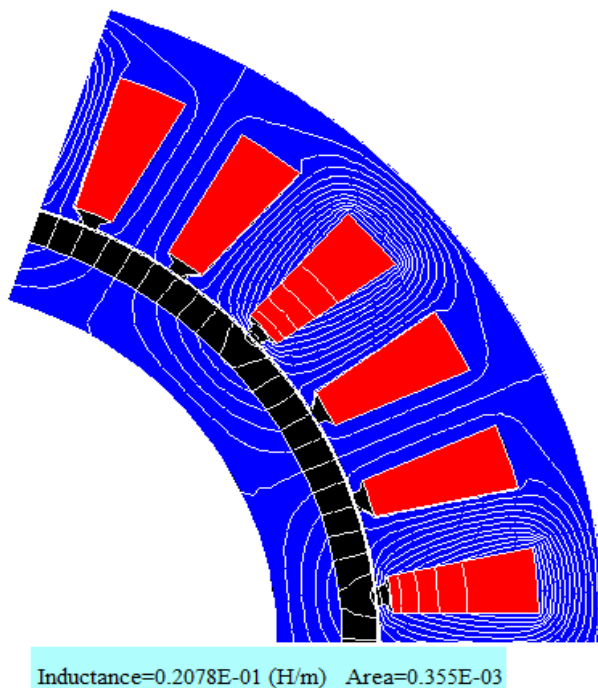


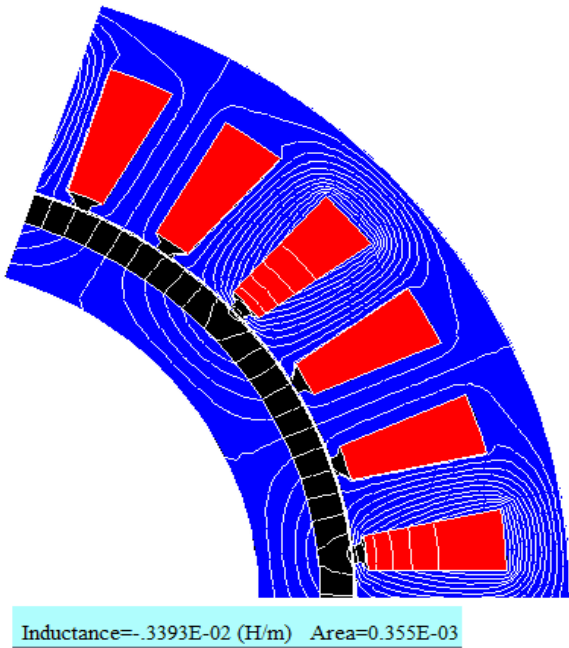
Figura 4.16 – Indutância Própria calculada no EFCAD.

A Tabela 4.10 mostra os valores da Figura 4.16 trabalhados de maneira a se observar a área relativa a duas ranhuras (informação solicitada pelo programa) e a indutância propriamente dita.

Tabela 4.10 – Valores apresentados na Figura 4.16.

Valores da Figura 4.16	
Indutância Própria	20,78 mH/m = 4,15 mH
Área de duas ranhuras	355 mm <sup>2</sup>

Comparando os valores de indutância própria mostrados na Tabela 4.10 e na Figura 4.14, percebe-se que eles são muito próximos. Uma metodologia semelhante é aplicada para o caso da indutância mútua entre duas fases. Neste caso, e conforme já explicado anteriormente, o objeto de avaliação é a relação entre o fluxo concatenado por uma das fases e a corrente circulante por outra fase (dada como fase de referência no EFCAD). A Figura 4.17 mostra o domínio de cálculo com o resultado.



Figura

4.17 – Indutância Mútua calculada no EFCAD.

Uma maneira mais clara de ver os resultados da Figura 4.17 é apresentada na Tabela 4.11. A conclusão imediata é que os valores da Tabela 4.11 e da Figura 4.15 estão muito próximos.

Tabela 4.11 – Valores apresentados na Figura 4.17.

Valores da Figura 4.17	
Indutância Mútua	-3,39 mH/m= -0,67 mH
Área de duas ranhuras	355 mm <sup>2</sup>

### 4.6.3 Cálculo com corrente Nominal

Nesta seção os cálculos são implementados alimentando-se duas fases em série com corrente nominal. O torque estático é aquele resultante da alimentação das fases nesta configuração e pode ser visto na Figura 4.18.



Figura 4.18 – Torque Estático. Patamar superior em torno de 100 Nm.

Para obter o torque eletromagnético, considera-se o intervalo de condução de sessenta graus elétricos, o que resulta em 12 graus mecânicos. Esse intervalo está associado com a faixa de condução dos semicondutores de um controlador em ponte. Assim, obtém-se o torque mostrado na Figura 4.19.

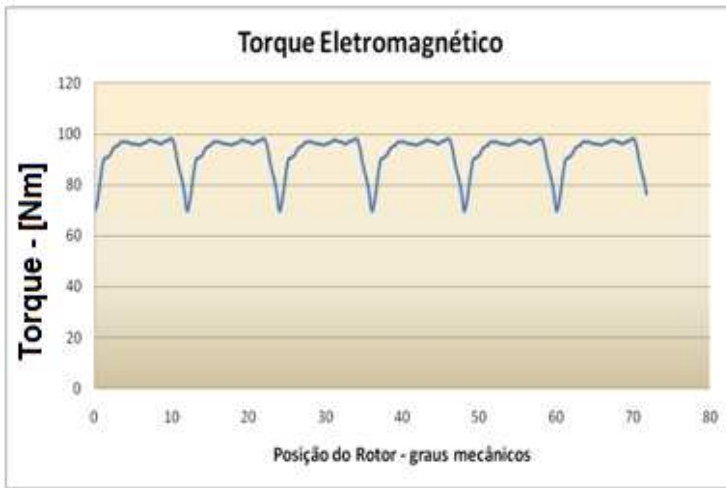


Figura 4.19 – Torque Eletromagnético. Valor máximo = 98,35 Nm.

Analiticamente, o conjugado eletromagnético de uma máquina operando com duas fases em série (e dois semicondutores) é dado por [49]:

$$T_e = 4N_{ph}\hat{B}_{\delta}l_{stk}r_gI_{nom} \quad (4.26)$$

Substituindo os valores calculados na Equação (3.4), Equação (3.8) e Figura 4.12, encontra-se:

$$T_e = 4 (230)(0,97 T)(200 mm)(71,55 mm)(7,87 A) \quad (4.27)$$



$$T_e = 100,4 \text{ Nm}$$

O valor de  $r_g$  (raio físico médio no entreferro) é calculado pela diferença entre o raio do diâmetro interno do estator e metade do comprimento do entreferro, ou seja:

$$r_g = \frac{D_{is}}{2} - 0,5\delta = \frac{143,6 \text{ mm}}{2} - 0,5(50\text{mm})$$

$$r_g = 71,55 \text{ mm} \quad (4.28)$$

O valor encontrado para o conjugado eletromagnético na Figura 4.19 corresponde a 85,8% do torque nominal do gerador e a 97,9% do valor calculado na Equação 4.27. Sabe-se que o projeto eletromagnético de máquinas é um processo iterativo e, portanto, para obter um resultado mais próximo do conjugado nominal (114,59 Nm), uma possibilidade é trabalhar com métodos de otimização das dimensões da máquina.

Seguindo a sequência de apresentação das grandezas elétricas de interesse, calcula-se a fem eletromagnética induzida fase-neutro no circuito do gerador e o resultado é mostrado na Figura 4.7. A tensão fase-fase, como se sabe, é calculada pela diferença entre as curvas da Figura 4.7, de maneira que o resultado pode ser visto na Figura 4.8. O valor eficaz da tensão fase-fase ficou em torno de 220 V (conforme esperado para o projeto).

A indução magnética complementa os resultados para esta seção e as faixas de valores numéricos dominantes no gerador são vistas na Figura 4.20. Observa-se nesta Figura que não haveria problemas com saturação do ferro, pois a maior parte dos valores mostrados encontra-se abaixo de 1,5 T.

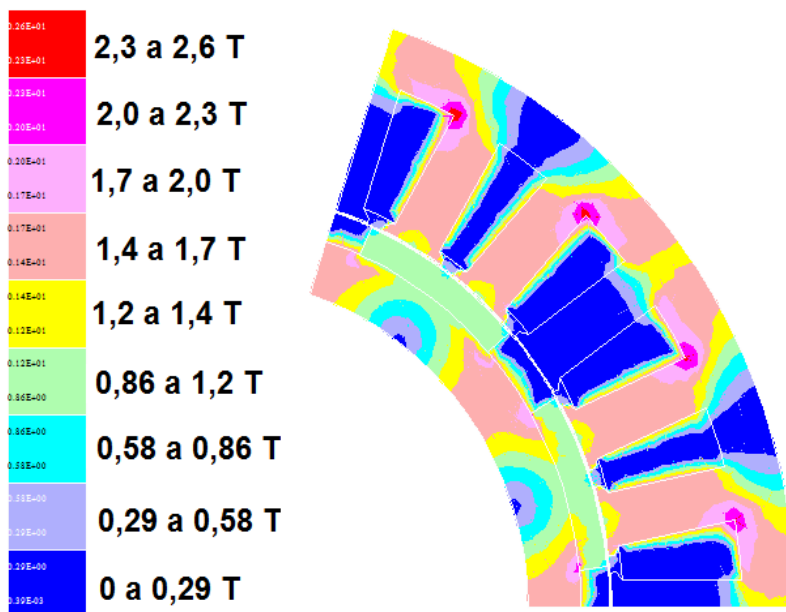


Figura 4.20 – Indução Magnética com corrente nominal.

Mantendo o foco principal do projeto exposto na Dissertação, e a título de verificação, o “tooth tip” (que é uma espécie de largura dos dentes do estator) e a abertura de ranhura de 3 mm são mostrados na Figura 4.21. Verificam-se então as dimensões do gerador impostas no início do projeto e apresentam-se os valores de indução para as regiões destacadas (dentes, entreferro e *tooth tips*)

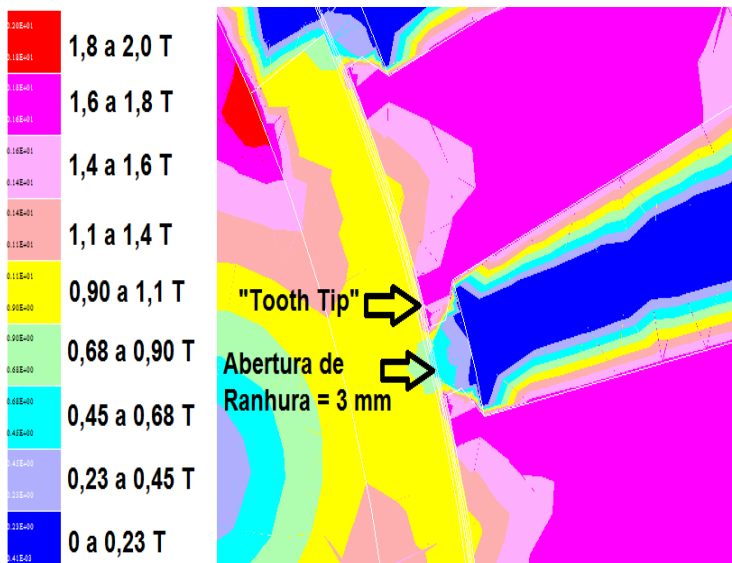


Figura 4.21 – Detalhe da Indução Magnética no Tooth Tip.

O Fluxo por pólo, que também é uma grandeza previamente calculada, é avaliado no EFCAD, mediante o módulo EFGN, e o resultado mostrado na Figura 4.22. Nesta figura tem-se 6,12 mWb avaliado no EFCAD. O valor analítico calculado foi de 6,15 mWb (Tabela 3.7).

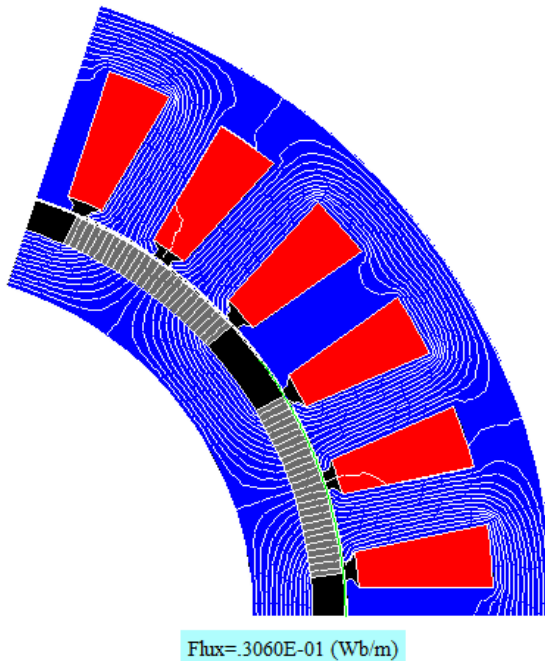


Figura 4.22 Fluxo por Pólo calculado no EFCAD =  $30,60 \text{ mWb/m} = 6,12 \text{ mWb}$ .

A partir de agora as induções em regiões consideradas estratégicas são avaliadas. Estas regiões são:

- Entreferro
- Ímãs
- Coroa do Rotor
- Dentes
- Coroa do Estator

A indução no entreferro é calculada com a função *Curvas* do módulo EFGN na linha que atravessa o entreferro. A Figura 4.23 apresenta o resultado.



Figura 4.23 – Indução no Entreferro. Patamar em torno de 1,0 T.

A Indução nos ímãs foi avaliada em um raio próximo à superfície externa de um dos ímãs e os valores podem ser vistos na Figura 4.24.



Figura 4.24 – Indução nos Ímãs. Patamar em torno de 1,1 T.

Para avaliar a indução na coroa do rotor, projeta-se uma linha perpendicular às linhas de fluxo magnético na região da coroa, de maneira que o eixo x da Figura 4.25 tem aproximadamente a largura da coroa do rotor (9,6 mm).

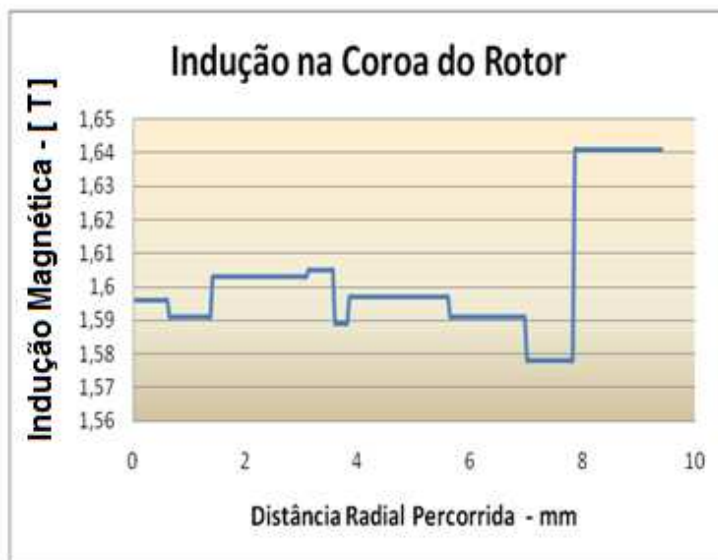


Figura 4.25 – Indução na coroa do Rotor. Valor Médio = 1,59 T.

Tomando-se uma linha a aproximadamente meia altura de ranhura, calcula-se a indução nos dentes do estator. É isso que a Figura 4.26 está ilustrando. E, semelhantemente ao caso da coroa do rotor, a avaliação das induções na coroa do estator segue um raciocínio que prevê uma linha de corte aproximadamente perpendicular às linhas de fluxo magnético na coroa do estator. Os resultados para este caso estão mostrados na Figura 4.27.

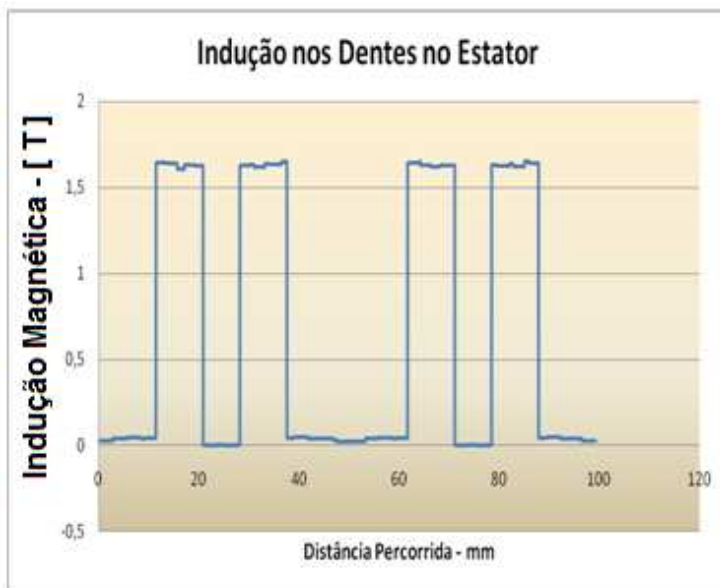


Figura 4.26 – Indução nos Dentes. Valor Máximo em torno de 1,65 T.

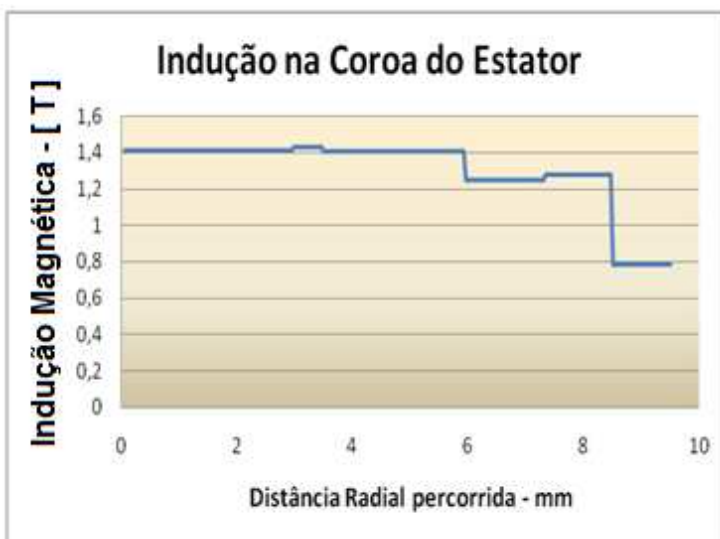


Figura 4.27 – Indução na Coroa do Estator. Valor Médio = 1,41 T.

#### 4.6.4 Massas e Rendimento

A avaliação das massas de cada uma das partes do gerador (rotor, ímãs, dentes e cobre) vem complementar o Capítulo 4. O módulo EFGMOUT do EFCAD é o responsável pela divisão do domínio de cálculo em células de elementos finitos para fins de avaliação das perdas no Ferro (histerese, Foucalt e anômalas). A Figura 4.28 ilustra essa divisão.

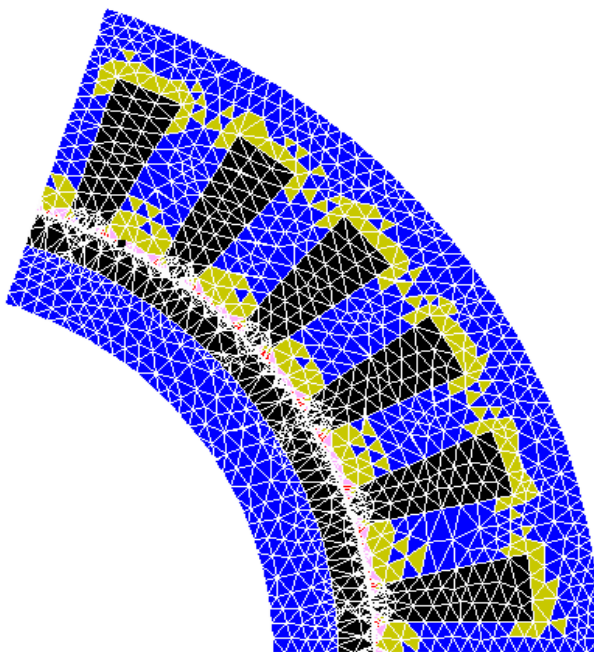


Figura 4.28 – Carta de Perdas no Ferro. Regiões em Vermelho representam densidades de perdas maiores que  $0,75 \text{ W/m}^3$ . Em rosa entre  $0,75 \text{ W/m}^3$  e  $0,50 \text{ W/m}^3$ . Em amarelo entre  $0,50 \text{ W/m}^3$  e  $0,25 \text{ W/m}^3$ . Em azul menor que  $0,25 \text{ W/m}^3$ .

Na Tabela 4.12 avaliam-se todas as perdas elétricas do gerador. As perdas no ferro mostradas nesta Tabela são as



resultantes do cálculo analítico mostrado na Equação (4.31). A simulação no EFCAD retorna 16,52 W de perdas no Ferro.

Tabela 4.12 Rendimento.

<b>Rendimento</b>	
<b>Perdas Joule</b>	<b>243,60 W</b>
<b>Perdas no Ferro</b>	<b>19,97 W</b>
<b>Perdas Adicionais</b>	<b>3,99 W</b>
<b>Rendimento Estimado</b>	<b>91,08 %</b>

As perdas Joule para a configuração de duas fases ligadas em série é avaliada como:

$$P_{Joule} = 2R_{fase}I_{fase}^2 \quad (4.29)$$

Em (4.29),  $P_{Joule}$  representa as perdas ôhmicas do gerador,  $R_{fase}$  é a resistência de uma fase e  $I_{fase}$ , a corrente que circula em cada um dos condutores na ranhura do gerador. Para avaliar esta corrente, basta fazer a multiplicação da densidade de corrente imposta na máquina pela área da ranhura trapezoidal e pelo fator de preenchimento da ranhura (que representa a parcela de cobre), dividindo-se o resultado pelo número de espiras por bobina. Então (4.29) pode ser reescrito como:

$$P_{Joule} = 2R_{fase} \left( JA_{trap} \frac{F_{slot}}{N_b} \right)^2 \quad (4.30)$$

As perdas no Ferro são avaliadas de acordo com [41]:

$$\begin{aligned}
P_{Ferro} = & k_{Hys} m_{Feys} p_{Hy} \left( \frac{f}{50} \right) \left( \frac{\hat{B}_{ys}}{1,5} \right)^2 \\
& + k_{Ftys} m_{Feys} p_{Ft} \left( \frac{f}{50} \right)^2 \left( \frac{\hat{B}_{ys}}{1,5} \right)^2 \\
& + k_{Hyd} m_{Fed} p_{Hy} \left( \frac{f}{50} \right) \left( \frac{\hat{B}_d}{1,5} \right)^2 \\
& + k_{Ftd} m_{Fed} p_{Ft} \left( \frac{f}{50} \right)^2 \left( \frac{\hat{B}_{ys}}{1,5} \right)^2 \quad (4.31)
\end{aligned}$$

Os coeficientes mostrados em (4.31) foram definidos na Tabela 4.9 da seção 4.4.

As massas são calculadas conforme o equacionamento já mostrado na seção 4.3 do Capítulo 04. Assim, os resultados são vistos na Tabela 4.13.

Tabela 4.13 - Massas.

Massas	
<b>Massa de Ferro do Rotor</b>	<b>5,91 kg</b>
<b>Massa de Imãs</b>	<b>2,14 kg</b>
<b>Massa dos Dentes do Estator</b>	<b>10,72 kg</b>
<b>Massa da Coroa do Estator</b>	<b>2,32 kg</b>
<b>Massa Total do Estator</b>	<b>13,04 kg</b>
<b>Massa de Cobre</b>	<b>4,35 kg</b>
<b>Massa Total do Gerador</b>	<b>25,44 kg</b>

## 4.7 Conclusões

Neste capítulo foram apresentados os passos fundamentais para o desenvolvimento do projeto do Gerador protótipo, considerando as seguintes frentes de projeto: mecânica, magnética e elétrica.

Todas as frentes possuem sua importância, principalmente porque fornecem informações relevantes sobre a estrutura da

máquina. Alguns dos resultados obtidos, como as perdas no Ferro dependem basicamente da qualidade do material magnético utilizado – conforme visto no Apêndice C.

A junção das informações que vêm do equacionamento analítico com as simulações no EFCAD finaliza o projeto do gerador.

No próximo capítulo, são mostrados o esquema de bobinagem bem como a estratégia para a isolamento dos condutores.



## **CAPÍTULO 5**

### **BOBINAGEM, ISOLAÇÃO E VISUALIZAÇÕES**

#### **5.1 Introdução**

O Esquema de bobinagem de uma máquina elétrica e o tipo de isolamento são apresentados neste capítulo. Estes projetos estão relacionados com a natureza da máquina, a tensão na qual está ligada, materiais condutores e potência ativa.

Neste capítulo serão mostradas algumas alternativas de bobinagem, bem como alguns materiais bastante utilizados para promover a isolamento elétrica das bobinas dentro das ranhuras do estator.

#### **5.2 Tipos de Bobinagem**

Existem basicamente três tipos de construção para bobinas [30]:

1. Bobinagem Randômica
2. Bobinagem Pré-Formada
3. Bobinagem usando barras de Roebel.

A Bobinagem Randômica geralmente é vista em geradores pequenos (com potência ativa na ordem de algumas dezenas de kW). Esse tipo de enrolamento consiste de condutores circulares de Cobre isolado que são dispostos num processo contínuo (seja manual ou por meio de uma máquina de bobinar) no estator para formar as bobinas. A Figura 5.1 mostra um enrolamento deste tipo.

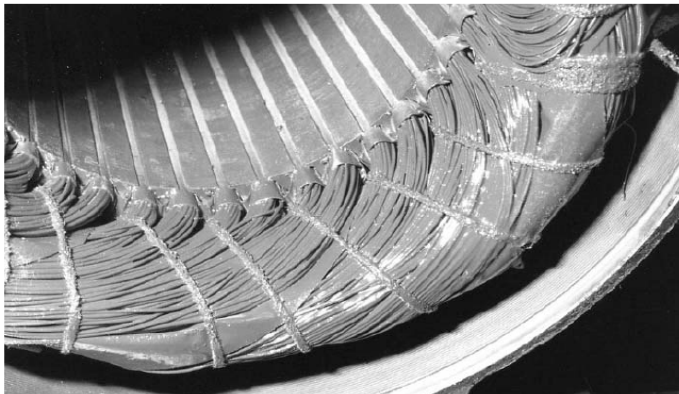


Figura 5.1 – Cabeça de Bobina e Ranhuras do Estator com Enrolamento Randômico [30].

Na Figura 5.1, cada uma das espiras que formam as bobinas pode ser claramente identificada. Em princípio qualquer espira circular poderia estar disposta randomicamente a qualquer outra espira da bobina, independentemente do nível de tensão desta espira. Por isso, “*bobinagem randômica*”. Como uma espira qualquer conectada à tensão terminal pode ser adjacente a uma espira em um nível de tensão menor, normalmente este tipo de enrolamento é usado em baixas tensões.

### 5.3 Tipos de Isolação

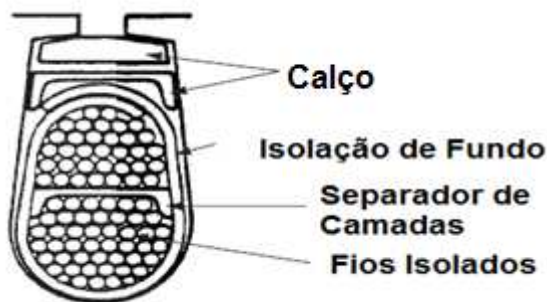
O sistema de isolação do estator é provido de diversos componentes distintos entre si. As principais prerrogativas de um sistema de isolação bem projetado são:

1. Garantir a não ocorrência de curtos entre as espiras;
2. Não permitir que os condutores vibrem por conta de forças de origem eletromagnética.

Os principais componentes de um sistema de isolamento são:

- Isolação dos condutores
- Isolação das Espiras
- Isolação de Fundo de Ranhura

Nas Figuras 5.2 e 5.3. é possível avaliar as características de bobinas randômicas e pré-formadas, respectivamente, identificando os componentes acima descritos.



Figuras 5.2 – Seção de um enrolamento randômico [31].

Para o protótipo desenvolvido, a isolamento será do tipo randômica, com camada simples, de maneira que  $q=1$  e há 46 espiras por bobina.

A Figura 5.3 mostra o sistema de isolamento imaginado para o gerador.

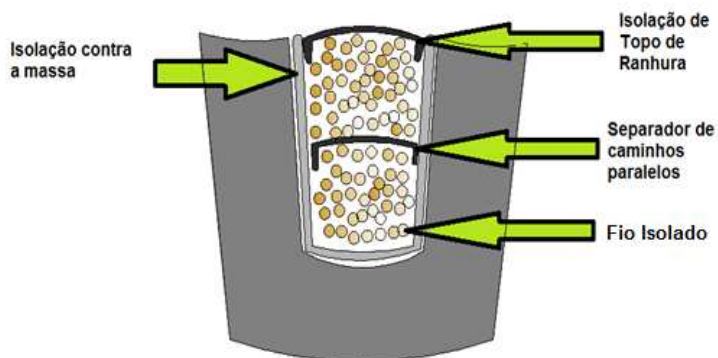


Figura 5.3 – Sistema de Isolação para o protótipo.

Na Figura 5.4, apresenta o esquema de bobinagem e a Figura 5.5 os enrolamentos.



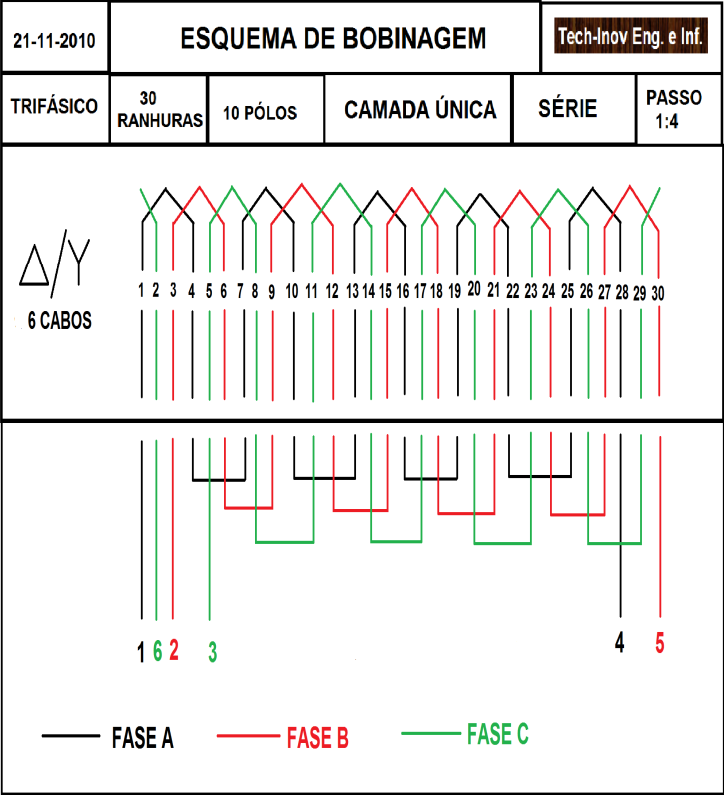
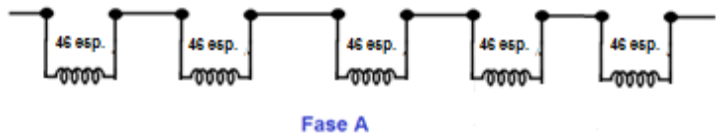


Figura 5.4 – Esquema de Bobinagem. Camada Simples. 6 Cabos.



5.5 – Enrolamento.

Figura

Tabela 5.1 – Resumo dos Resultados.

<b>Potência</b>	3 kW
<b>Torque</b>	114,59 Nm
<b>Rotação</b>	250 rpm
<b>Espiras por Bobina</b>	46
<b>J (A/mm<sup>2</sup>)</b>	2,036
<b>Cogging Torque RMS</b>	1,330 Nm
<b>FEM Induzida Fase-Neutro RMS</b>	127,633 V
<b>FEM Induzida Fase-Fase RMS</b>	221,121 V
<b>Indutância Própria – Valor Médio</b>	4,150 mH
<b>Indutância Mútua– Valor Médio</b>	-0,679 mH
<b>Torque Eletromagnético</b>	98,35 Nm
<b>Perdas Joule</b>	243,60 W
<b>Perdas no Ferro</b>	19,97 W
<b>Rendimento</b>	91,08 %

## 5.5 Visualizações

Nesta seção serão mostradas algumas visualizações do gerador. As vistas foram julgadas mais apropriadas para caracterizar a máquina. Na Figura 5.6 tem-se a vista frontal com apenas o rotor (ímãs e coroa).

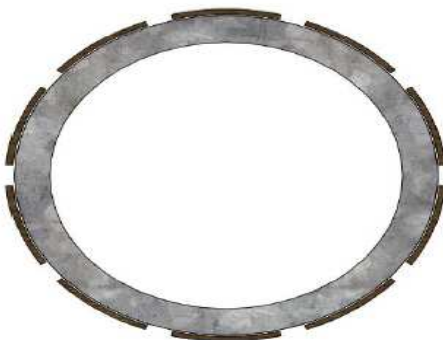


Figura 5.6 Rotor. Vista Frontal.

Na Figura 5.7 a perspectiva isométrica é mostrada.



Figura 5.7 Rotor. Perspectiva Isométrica.

Na Figura 5.8 tem-se a mesma vista isométrica com atenção aos detalhes dos ímãs.



Figura 5.8 Perspectiva Isométrica. Rotor e Estator.

Nota-se na Figura 5.9 que a profundidade do pacote não é tão grande quando comparada com o diâmetro do gerador. Assim, sugere-se para trabalhos futuros efetuar uma análise 3D pelo método de elementos

finitos para analisar os efeitos de bordas (extremidades) sobre o cálculo do gerador.

Na Figura 5.9 atenta-se para os detalhes das ranhuras, dentes e ímãs.



Figura 5.9 Máquina Completa. Detalhe para Ímãs, Ranhuras e Dentes.

## 5.4 Conclusões

Neste capítulo foi feita uma avaliação sobre os principais tipos de bobinagens e sistemas de isolamento, dando ênfase às características pertinentes a cada caso.

Ao final foi mostrada a concepção elétrica do sistema de bobinagem previsto para o gerador, bem como o domínio de cálculo utilizado nas simulações.

É possível avaliar mais aspectos complementares do protótipo do gerador eólico. Cálculos a vazio, e com correntes foram mostrados para complementar os estudos, desta vez com uma bobinagem alternativa (em dupla camada). Apenas para termos de comparação. Visualizações em 3D estão dispostas para ter uma noção de perspectiva geométrica das diferentes visões da máquina.

## CAPÍTULO 6

### CONCLUSÃO FINAL

#### 6.1 Conclusões Gerais

A área de projeto de máquinas certamente é uma das mais desafiadoras da Engenharia como um todo. Trabalhar no projeto e desenvolvimento de um protótipo de gerador eólico certamente é uma experiência enriquecedora.

O foco deste trabalho foi procurar reunir as equações que modelam o comportamento eletromagnético com as expectativas de desempenho apontadas para uma máquina dessa natureza. O grande número de variáveis e o sem-número de possibilidades para a escolha e determinação das dimensões fazem das simulações no EFCAD uma fonte de informações determinantes para as avaliações do projeto.

Os Capítulos iniciais procuraram fazer um estudo introdutório sobre o recurso eólico e aspectos construtivos relacionados às torres de energia eólica.

Nos Capítulos 3 e 4, desenvolve-se a modelagem eletromagnética do gerador de 3kW/220V/250 rpm. No Capítulo 3, as variáveis de partida como o carregamento elétrico e induções na coroa do rotor, na coroa do estator e no entreferro são impostas. Ao longo do próprio capítulo e partindo das equações de torque e tensão tangencial média no entreferro, as principais dimensões do gerador são calculadas.

No Capítulo 4, fazem-se considerações relativas à parte mecânica do gerador, especialmente o estresse mecânico e o cálculo do raio do rotor máximo para evitar a ressonância mecânica. O projeto magnético aborda as grandezas associadas com o fluxo magnético, como o coeficiente de permeância, relutância e indução no entreferro. O projeto do gerador elétrico toma forma mais consistente com os resultados desta seção. Na sequência os resultados obtidos com o uso do EFCAD e dos seus módulos são apresentados.

O Capítulo 05 fala sobre o sistema de isolamento e aborda o esquema de bobinagem do gerador. Todo o projeto foi concebido partindo buscando aliar as equações básicas do Eletromagnetismo com as considerações eletromagnéticas do gerador.

Simulações no EFCAD comprovaram as aproximações assumidas durante o trabalho. Ao final, detalhes como o domínio de cálculo, ranhuras, peso e desempenho foram adicionadas para comprovar aspectos de engenharia reunidos no projeto.

A abordagem mostrada nesta Dissertação apresentou resultados satisfatórios para o projeto do gerador e pode ser modificada para trabalhos futuros.

## 6.2 Perspectivas

Para o projeto 3 kW/220 V a expectativa inicial é acompanhar a construção para validar os cálculos feitos neste trabalho, considerando as possibilidades de manufatura. Outra perspectiva é avaliação do custo/desempenho da máquina, sempre buscando comparar as diferentes fontes de informação: projeto, cálculo analítico, simulação e medição. Uma frente de cálculo e projeto que recentemente foi lançada está na área de otimização.

Neste caso, partem-se das equações do Eletromagnetismo que resultam em dimensões geométricas ótimas para o gerador, ou seja, dimensões que maximizam o rendimento, reduzindo pesos, perdas e custos de fabricação. Ao final, comparar-se-iam os resultados obtidos na otimização com o esperado *a priori*.

Novos estudos podem ser feitos, com obtenção de novos conhecimentos na área.

Ainda sugerem-se a realização do cálculo do gerador usando um modelo térmico, conforme indicado no Apêndice B. Juntamente com este cálculo, pode-se realizar a modelagem 3D usando o Método de Elementos Finitos para avaliar possíveis efeitos de bordas, pois percebe-

se que a profundidade da máquina não é muito grande quando comparada com o diâmetro da mesma.





## REFERÊNCIAS

- [1] ELDRIDGE, F.R. **Wind machines**. Van Nostrand, 1980.
- [2] REHFELDT, K. e CHRISTIAN, S. - **Windenergienutzung in der Bundesrepublik Deutschland** - Stand 31.12.2000. *DEWI MAGAZIN*, Wilhelmshaven, n.18, Feb. 2001.
- [3] THE WINDICATOR: Operating Wind Power Capacity. **Windpower Monthly**, v.17, n.4, Apr. 2001.
- [4] TORREY, V. **Wind catchers, American Windmills of yesterday and tomorrow**. The Stephen Greene Press, 1976.
- [5] Atlas do Potencial Eólico Brasileiro. Ministério de Minas e Energia. CEPEL.
- [6] TIBOLA, G. **Sistema Eólico de Pequeno Porte para Geração de Energia Eólica com Rastreamento de Máxima Potência**. Dissertação de Mestrado. UFSC, 2009.
- [7] RC INVEST – Soluções Corporativas. **“Overall Equipament Effectivences”. Eficiência Geral de Equipamento**. Disponível em < <http://www.trconsultoria.com/glossario-tecnico.php?acao=letra&letra=F>>. Acesso: 19 de julho de 2010.
- [8] BURTON, T., SHARPE, D., JENKINS, N. BOSSANYI, E., **Wind Energy Handbook**. John Wiley & Sons, Ltd. 2001.pp-382-383.
- [9] Feris, L.L. (Ed. 1990). **“Wind Energy Conversion Systems”**. Prentice Hall.
- [10] MOHAN, N; UNDELAND, T.M e WILLIAMSN, W.P (1995) **Power Electronics, Converters Applications and Design**. 2<sup>nd</sup>. Edition John Wiley & Sons, New York, USA.
- [11] MAYER, R.M. (1996). **Design of Component Structures Against Fatigue**. Mechanical Engineering Publications, Bury St Edmunds, UK. – Fig. 2.4.

- [12] BARBERO, E.J. (1998). **Introduction to Composites Material Design**. Taylor and Francis, Philadelphia, USA.
- [13] MAYER, R.M. (1996). **Design of Component Structures Against Fatigue**. Mechanical Engineering Publications, Bury St Edmunds, UK. – Fig. 14.4.
- [14] JONES, R. e SMITH, G.A. (1993). **High Quality Mains Power from variable-speed wind Turbines**. IEEE Conference, Renewable Energy – Clean Power 2001.7
- [15] HEIER, S. (1998). **Grid Integration of Wind Energy Conversion Systems**. John Wiley & Sons, Chichester, UK.
- [16] WARNEKE, O. (1984). **Use of a Double-Fed Induction Machine in the Growian Large Wind Energy Converter**. Siemens Power Engineering, Vol. I, pp 56-59.
- [17] CLARE, R.; PENA, J.C e ASHER, G.M. (1996). **Doubly-fed induction generator using back-to-back PWM converters and its application to variable speed wind – energy generators**. IEE Proceedings Electric Power Applications, 143, pp 231-241.
- [18] BURTON, T., SHARPE, D., JENKINS, N. BOSSANYI, E., **Wind Energy Handbook**. John Wiley & Sons, Ltd. 2001.pp-440-442.
- [19] BURTON, T., SHARPE, D., JENKINS, N. BOSSANYI, E., **Wind Energy Handbook**. John Wiley & Sons, Ltd. 2001.pp-455.
- [20] MILLER, T.J; HENDERSHOT, J.R. **Design of Brushless Permanent-Magnet Motors** Magna Physics Publications and Clarendon Press, 1994. Pp12-2 to 12-4.
- [21] PYRHÖNEN, J.; JOKINEN, T; HRABOVCOVÁ, V. **Design of Rotating Electrical Machines**. John Wiley & Sons, 2008. pp 283.7
- [22] PYRHÖNEN, J.; JOKINEN, T; HRABOVCOVÁ, V. **Design of Rotating Electrical Machines**. John Wiley & Sons, 2008. pp 282.

[23] Artigo nº 64 da Resolução ANEEL nº456 de 29 de novembro de 2000.

[24] MILLER, T.J.; HENDERSHOT, J.R. **Design of Brushless Permanent-Magnet Motors**. Magna Physics Publications and Clarendon Press, 1994. Pp3-68.

[25] J. S. HSU, J.S.; AYERS, C.W; COOMER, C.L. **Report on Toyota/prius Motor Design and Manufacturing Assessment**. Oak Ridge National Laboratory. July 2004.

[26] PYRHÖNEN, J.; JOKINEN, T; HRABOVCOVÁ, V. **Design of Rotating Electrical Machines**. John Wiley & Sons, 2008. pp 285.

[27] LAMPOLA, P.; PERHO, J.; SAARI, J. **Electromagnetic and Thermal Design of a Low-speed Permanent Magnet Wind Generator**. Stockholm Power Tech Conference. Stockholm, Sweden, pp18-55. June 2005. Proceedings vol. “Electrical Machines and Drives”, pp211-216.

[28] PYRHÖNEN, J.; JOKINEN, T; HRABOVCOVÁ, V. **Design of Rotating Electrical Machines**. John Wiley & Sons, 2008. pp 297.

[29] MILLER, T.J.; HENDERSHOT, J.R. **Design of Brushless Permanent-Magnet Motors**. Magna Physics Publications and Clarendon Press, 1994. Pp3-23.

[30] STONE, G.C.; BOULTER, E.A.; CULBERT, I.; DHIRANI, H. **Electrical Insulation for Rotating Machines- Design**

**Evaluation, Testing and Repair**. IEEE Press Series on Power Engineering pp 9 to 12.

[31] STONE, G.C.; BOULTER, E.A.; CULBERT, I.; DHIRANI, H. **Electrical Insulation for Rotating Macnines- Design Evaluatin, Testing and Repair**. IEEE Press Series on Power Engineering pp 14 to15.

[32] CROS, J.R; VINASSA, J.M; CLENET, S; ASTIER, S; MAZENC-LAJOIE, M. **A Novel Current Control Strategy in Trapezoidal emf**

**Actuators to Minimize Torque Ripples due to Phases Commutations.** Laboratoire d'Electrotechnique et d'Electronique Industrielle. URA CNRS n°847. France.

[33] LAJOIE-MAZENC., M.; CARLSON, R.; FAGUNDES, J.; NOGAREDE. B. **Analysis of a Brushless Machine with Rotor Magnets Widening and Shifting.** LEE1 - CNRS - ENSEEIHT GRUCAD - EEL - UFSC. PEMC '90.

[34] ZHU, Z.Q. S. ; ISHAK, D.R.; H, D. **Analysis of Cogging Torque in Brushless Machines Having Nonuniformly Distributed Stator Slots and Stepped Rotor Magnets.** Department of Electronic and Electrical Engineering, University of Sheffield, Sheffield S1 3JD, U.K.

[35] WEG. **Manual de Bobinagem.** Catálogo: 541 17/042005. Pág. 07.

[36] PYRHÖNEN, J.; JOKINEN, T.; HRABOVCOVÁ, V. **Design of Rotating Electrical Machines.** John Wiley & Sons, 2008. pp 284.

[37] MILLER, T.J.; HENDERSHOT, J.R. **Design of Brushless Permanent-Magnet Motors.** Magna Physics Publications and Clarendon Press, 1994. Pp4-8.

[38] BRASIL MAGNETS. Ímãs NdFeB Catálogo. Acesso em 02 de Fevereiro de 2011.

[39] MILLER, T.J.; HENDERSHOT, J.R. **Design of Brushless Permanent-Magnet Motors.** Magna Physics Publications and Clarendon Press, 1994. Pp-12-5.

[40] MILLER, T.J.; HENDERSHOT, J.R. **Design of Brushless Permanent-Magnet Motors.** Magna Physics Publications and Clarendon Press, 1994. Pp 4-12 to 4-15.

[41] GRAUERS, Anders. **Design of Direct Driven Permanent Magnet Generators for Wind Turbines.** Department of Electric Power Engineering, Göteborg, 1996. Cap.05.

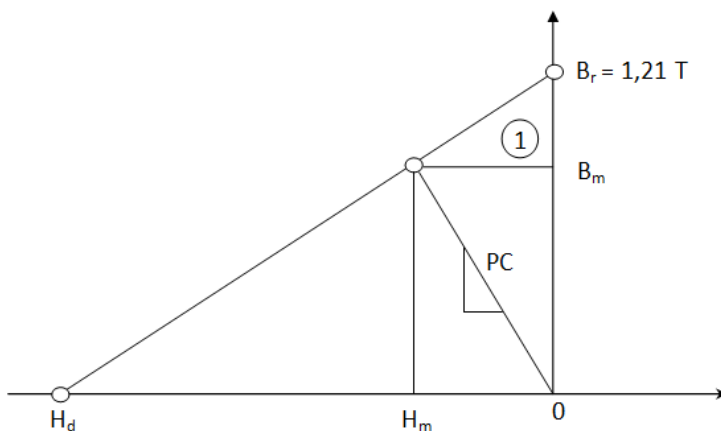
- [42] EOLICARIO. Produção de Energia Eólica no Brasil. **Aerogeradores**. Rio de Janeiro, 2011. Disponível em:<<http://www.eolicario.com.br>>. Acesso em: 22 abril 2011.
- [43] VESTAS. Fabricação de Turbinas Eólicas. **Wind Power Plants**. Randers (Dinamarca), 2011. Disponível em:<<http://www.vestas.com>>. Acesso em: 22 abril 2011.
- [44] FUNDAMENTOS DA ENERGIA EÓLICA. In: Atlas do Potencial Eólico Brasileiro. Brasília: Eletrobrás/Cepel, 2001. Disponível em: <[http://www.cresesb.cepel.br/index.php?link=/atlas\\_eolico\\_brasil/atla.htm](http://www.cresesb.cepel.br/index.php?link=/atlas_eolico_brasil/atla.htm)>. Acesso em: 22 abril. 2011.
- [45] PYRHÖNEN, Juha; JOKINEN, Tapani; HRABOVCOVÁ, Valéria. **Design of Rotating Electrical Machines**. Grã-Bretanha: John Wiley & Sons, 2008.
- [46] BURTON, Tony; et al. **Wind Energy Handbook**. Inglaterra: John Wiley & Sons, 2001.
- [47] VOLTOLINI, Hélio. **Modelagem e Controle de Geradores de Indução Duplamente alimentados com Aplicação em Sistemas Eólicos**. Tese de Doutorado. UFSC. Florianópolis: 2007.
- [48] CREM. COMPANHIA DO ÍMÃ DA TERRA RARA DE CHINA. In: Ímã de Alta Temperatura. Disponível em <[http://www.permanentmagnet.com/Portugal/high\\_temperature\\_magnet.html](http://www.permanentmagnet.com/Portugal/high_temperature_magnet.html)>. Acesso em 27 abril 2011.
- [49] CARLSON, Renato; DA LUZ, Mauricio Valência Ferreira. Máquinas com Ímãs Permanentes. In: Acionamentos Elétricos. PPEEL. UFSC: GRUCAD. 2009.



## APÊNDICE A – DEDUÇÃO DO CAMPO COERCITIVO UTILIZADO NAS SIMULAÇÕES DOS ÍMÃS DO GERADOR

### A.1 - DEDUÇÃO

Para o cálculo do campo coercitivo dos ímãs usados nas simulações, será considerada a Figura 1 abaixo:



*Figura A.1– Características dos ímãs. Segundo quadrante.*

Na Figura A.1,  $B_r$  é a indução remanente do ímã,  $PC$  é a inclinação da reta de carga,  $H_m$  é o campo magnético no ímã e  $H_d$  o campo coercitivo.

Utilizando [A.1], tem-se:

$$B_M = \frac{PC}{PC + \mu_{rec}} B_r = \frac{10}{10 + 1,0} 1,21 = 1,1 \text{ T}$$

Onde  $\mu_{rec}$  é a permeabilidade de recuo do ímã.

Segundo [A.2], pode-se dizer que:

$$B_M = \mu_{rec}\mu_0 H_M + B_r \therefore H_M = \frac{B_M - B_r}{\mu_{rec}\mu_0} = \frac{1,1 - 1,21}{1,0 * 4 \pi 10^{-7}} \\ = -87,535 \text{ kA/m}$$

Utilizando a semelhança de triângulos entre o triângulo 1 e o triângulo formado por todo o segundo quadrante da curva do ímã, pode-se inferir que:

$$\frac{B_r - B_M}{B_r} = \frac{H_M}{H_d} \Rightarrow \frac{1,21 - 1,1}{1,21} = \frac{-87,535}{H_d} \\ H_d = -962,885 \text{ kA/m}$$

Para efeito de comprovação, abaixo na Tabela A.1, pode-se ver as características reais do ímã que será utilizado no protótipo.

Tabela A.1–Propriedades Magnéticas do Neodímio.

Grade	Temp. Máx. de Operação (°C)	Remanência				Coercitividade	
		Br(T)		Br(kGs)		bHc(kA/m)	bHc(Oe)
						)	)
		Máx	Min	Máx	Mín		
N39S H	<=150	1,30	1,23	13,0	12,3	>=923	>=11,6

Coercitividade Intrínseca		Produção Máxima de Energia			
iHc(kA/m)	iHc(Oe)	(BH) <sub>Máx.</sub> (kJ/m)		(BH) <sub>Máx.</sub> (MGOe)	
		Máx.	Min.	Máx.	Min.
>=1.592	>=20	318	286	40	36



Então o valor calculado para  $H_d$  analiticamente está em acordo com a tabela A.1 (onde  $H_c$  deve ser maior ou igual a 923 kA/m. Nesta dissertação, o valor adotado para o campo é de 923 kA/m.

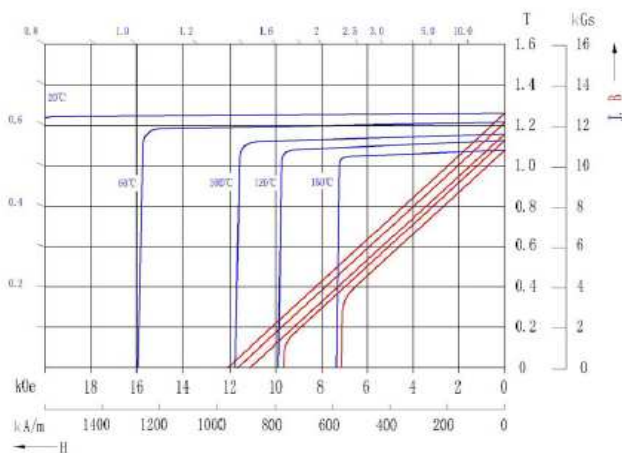
## A.2 – DADOS MAGNÉTICOS TÍPICOS



### DEMAGNETIZATION CURVES/MAGNETIC CHARACTERISTICS

#### YS MAG L-40SHT

#### DEMAGNETIZATION CURVE



MAGNETIC CHARACTERISTICS			PHYSICAL PROPERTIES		
Remanent flux density	[T]	1.25~1.28	Density	g/cm <sup>3</sup>	≥7.60
B <sub>r</sub>	(kG)	12.5~12.8	ρ		
Coercivity	[kA/m]	≥939	Curie Temperature	℃	330
H <sub>JB</sub>	(kOe)	≥11.8	T <sub>c</sub>		
Intrinsic Coercivity	[kA/m]	≥1592	Bending Strength	MPa	150~380
H <sub>di</sub>	(kOe)	≥20.0	Compressive Strength	MPa	600~1200
Maximum energy product	[kJ/m <sup>3</sup> ]	302~326	Electrical Resistivity	Ω·mm <sup>2</sup> /m	1.25~1.55
(BH) <sub>max</sub>	(MGOe)	38~41	Vickers Hardness	H <sub>v</sub>	460~660
Temperature Coefficient	α(B <sub>r</sub> ) [%/°C]	-0.10	Thermal Expansion	// (>10 <sup>4</sup> /K)	6
(RT - 100°C)	α(H <sub>di</sub> ) [%/°C]	-0.55	Coefficient (100℃)	⊥ (>10 <sup>4</sup> /K)	-1
Temperature Coefficient	α(B <sub>r</sub> ) [%/°C]	-0.11			
(RT - 150°C)	α(H <sub>di</sub> ) [%/°C]	-0.50			
Maximum operating temp. *	°C	150			
Relative recoil permeability	μ <sub>rec</sub>	1.05			

\*[ ]: in the unit of SI  
( ): in the unit of CGS  
\*: The specification of the test sample is φ 10×7 column

\*All specifications are subject to change without notice

A.3 – REFERÊNCIAS

[A.1] MILLER, T.J; HENDERSHOT, J.R. “*Design of Brushless Permanent-Magnet Motors*” Magna Physics Publications and Clarendon Press, 1994. Eq.(4.13). Pp 4-15.

[A.2] MILLER, T.J; HENDERSHOT, J.R. “*Design of Brushless Permanent-Magnet Motors*” Magna Physics Publications and Clarendon Press, 1994. Eq.(4.11). Pp 4-14.

## APÊNDICE B – MODELO TÉRMICO DO GERADOR

O modelo térmico do gerador é usado para calcular temperaturas nas regiões mais aquecidas no enrolamento do estator, que são as cabeças de bobina, e a temperatura nos ímãs. Os cálculos são efetuados em regime permanente.

Para simplificar o cálculo dos valores das resistências térmicas no modelo térmico, estas são primeiramente obtidas considerando um passo de ranhura do estator, uma bobina, um passo polar do rotor e as tampas da carcaça. Os valores das resistências térmicas podem então ser calculados usando as aproximações uni-, bi- ou tri-dimensional para o fluxo de calor em elementos retangulares. O modelo térmico do gerador é obtido pela combinação detalhada dos modelos para  $Q$  ranhuras,  $Q$  bobinas,  $2p$  pólos no rotor, e duas tampas de carcaça.

Por último, neste apêndice, o modelo térmico completo do gerador será levemente simplificado. Todos os nós julgados não necessários para o cálculo das temperaturas nos enrolamentos do estator e nos ímãs serão eliminados e as resistências inicialmente conectadas em série e paralelo serão substituídas pela resistência térmica total, resultando em uma rede térmica com doze nós e dezoito resistências térmicas.

### B.1 – FUNDAMENTOS

O fluxo térmico tri-dimensional pode ser aproximadamente modelado por um circuito térmico a parâmetros concentrados (Perez e Kassakian, 1979). O gerador é dividido em elementos retangulares, semelhantes ao mostrado na Figura B.1, e estes são representados pelos modelos simplificados de rede da Figura B.2. As resistências térmicas totais através do elemento nas direções x, y e z são:

$$R_x = \frac{l_x}{l_y l_z \lambda} \quad R_y = \frac{l_y}{l_x l_z \lambda} \quad R_z = \frac{l_z}{l_x l_y \lambda} \quad (B.1)$$

onde  $l_x$ ,  $l_y$  e  $l_z$  são as dimensões do elemento nas direções x, y e z respectivamente e  $\lambda$  é a condutividade térmica do material.

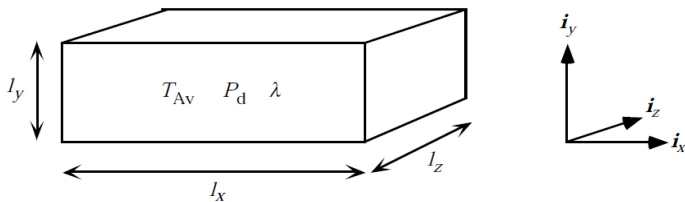


Figura B.1 – Um elemento retangular com perdas internas  $P_d$  distribuídas homogeneamente, sua condutividade térmica  $\lambda$  e temperatura média  $T_{Av}$ .

A temperatura média do elemento é  $T_{Av}$  e as perdas  $P_d$  são consideradas homogeneamente distribuídas dentro do elemento. Se não houver fluxo de calor em determinada direção, as resistências térmicas correspondentes são excluídas (i.e. resistência térmica infinita).

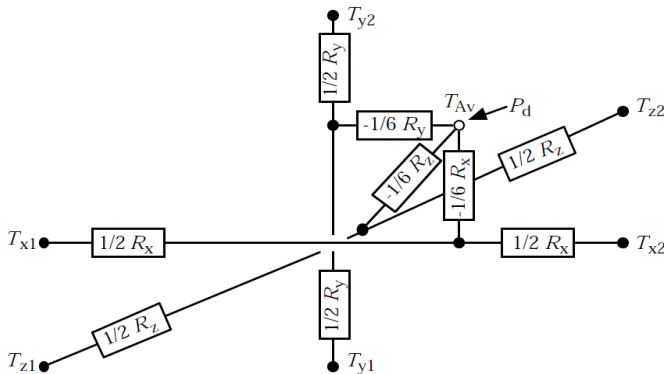


Figura B.2 – Modelo Térmico Tri-Dimensional a parâmetros concentrados para o fluxo de calor em um elemento retangular.

A refrigeração da superfície externa do núcleo do estator é do tipo convecção forçada por meio de canais radiais de refrigeração. O aumento de temperatura no ar de refrigeração está incluído no modelo por meio de uma resistência térmica equivalente. O aumento de temperatura  $\Delta\theta_c$  no ar de refrigeração depende do fluxo de calor  $P_d$ , do fluxo volumétrico  $q_{vc}$ , da densidade  $\rho_c$  e da capacidade específica de calor  $k_{thc}$  do ar de refrigeração, de acordo com:

$$\Delta\theta_c = \frac{P_c}{q_{vc} \rho_c k_{thc}} \quad (B.2)$$

Este aumento extra na temperatura ocorre nas partes do estator próximas às saídas dos canais de refrigeração. Neste modelo, este é o aumento de temperatura assumido ocorrer no ar de refrigeração. Assim o modelo representa a região mais aquecida do estator. A temperatura dos ímãs pode então ser superestimada em cerca de  $0,5 \Delta\theta_c$ , inferindo em um erro da ordem de  $5^\circ\text{C}$ .

A resistência térmica equivalente (incluída no modelo) que expressa o aumento de temperatura no ar de refrigeração é dada por:

$$R_{eq} = \frac{1}{q_{vc} \rho_c k_{thc}} \quad (B.3)$$

O volume total do ar de refrigeração depende do número de circuitos térmicos e do fluxo de calor em cada circuito. Assume-se que o comprimento do canal de refrigeração  $\tau_{Air}$  é 2 m.

O número de circuitos de refrigeração é dado por:

$$N_{air} = \frac{\pi d_{se}}{\tau_{air}} \quad (B.4)$$

O fluxo volumétrico em cada canal de refrigeração é determinado pelo comprimento do estator  $l$ , a altura do canal de refrigeração  $h_{Air}$  e a velocidade do ar  $v_{Air}$ , de acordo com:

$$q_{vAir} = v_{Air} l h_{Air} \quad (B.5)$$

O fluxo volumétrico total de ar de refrigeração é:

$$q_{vc} = N_{Air} q_{vAir} \quad (B.6)$$

## B.2 – O MODELO DETALHADO

Os modelos detalhados considerando apenas um passo de ranhura, um pólo, uma bobina e duas tampas de carcaça estão mostrados nas Figuras B.3 e B.4. Observa-se que ambos os modelos estão conectados. Todas as partes do gerador são modeladas pelos modelos

térmicos uni-, bi- ou tri- dimensionais da Figura B.2. As resistências térmicas vistas nas Figuras B.3 e B.4 são definidas conforme a Tabela B.1. Algumas considerações sobre o modelo das resistências térmicas seguem nos próximos parágrafos.

Os condutores térmicos não conectados marcados de I a VII na Figura B.3 estão na realidade conectados com os outros condutores respectivamente numerados, seja na mesma Figura B.3 (conectores I a III), seja na Figura B.4 (conectores IV a VII).  $P_a$ ,  $P_b$ ,  $P_c$ ,  $P_d$ ,  $P_e$  e  $P_f$  representam as perdas nas diferentes partes do gerador.

Assume-se que o fluxo de calor no ferro do estator seja bi-dimensional. O fluxo de calor na direção axial é desprezado porque a condutividade térmica é cerca de 30 vezes menor nessa direção do que ao longo da laminação.

O fluxo de calor nas bobinas é tri-dimensional. O modelo de passo de ranhura (Figura B.3) é conectado ao modelo de bobina (Figura B.4) por meio das temperaturas médias nas camadas superior (Ponto V) e inferior (Ponto VI) de bobina.

O coeficiente de transferência de calor  $\alpha_l$  na superfície externa da coroa do estator é estimado com base no trabalho de Luke (1923). Considerando a velocidade do ar de 15m/s, assume-se que  $\alpha_l = 60 \text{ W}/(\text{K m}^2)$ . Considera-se ainda que na coroa do estator estão localizadas barbatanas para refrigeração, com o objetivo de aumentar a superfície para a troca de calor em cerca de três vezes a própria superfície externa da máquina.

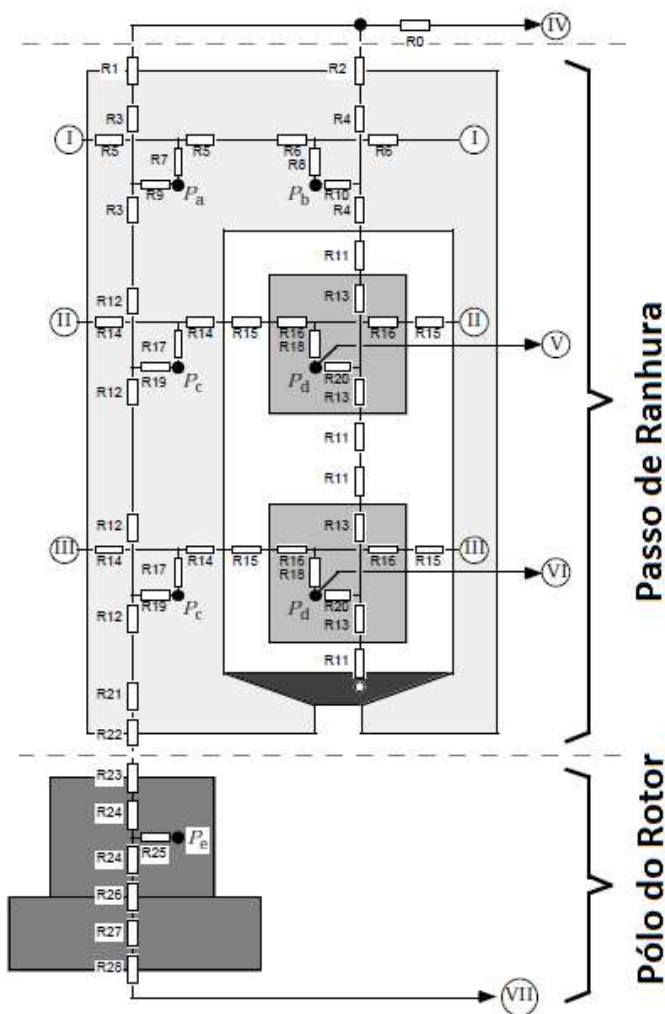


Figura B.3 – Modelo detalhado no estator e no rotor e o modelo de fluxo térmico radial e tangencial nas bobinas das ranhuras.

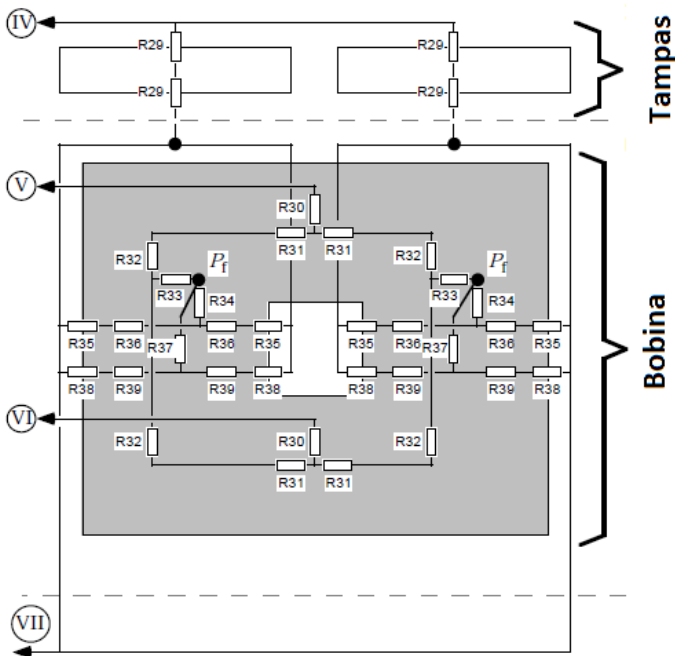


Figura B.4 – Modelo detalhado do fluxo de calor nas bobinas.

Assume-se que o coeficiente de transferência de calor  $\alpha_2$  nas pontas dos dentes seja menor que na coroa do estator porque a velocidade de giro do rotor é menor que 15m/s. Considera-se que o fluxo de ar no entreferro seja turbulento por causa da superfície rugosa do rotor que leva, portanto, em conta somente as resistências térmicas relativas à transferência de calor por convecção nas pontas dos dentes e na superfície dos ímãs. Os coeficientes de transferência de calor nas tampas  $\alpha_3$ , nas cabeças de bobinas  $\alpha_4$  e na superfície interna da coroa do rotor  $\alpha_5$  são considerados iguais.

O modelo dos pólos do rotor é simples e incluído nesta análise principalmente para mostrar que a elevação de temperatura nos ímãs não deve ser um problema.

Tabela B.1 – Definições das resistências térmicas do modelo detalhado.



$R0 = \frac{1}{q_{vc} \rho_c \cdot k_{thc}}$	$R21 = \frac{h_{s1} + h_{s2}}{I_u (0.5 \tau + 0.5 b_d) \lambda_{Fe}}$
$R1 = \frac{1}{3 I b_d \alpha_1}$	$R22 = \frac{1}{I (\tau - b_{s1}) \alpha_2}$
$R2 = \frac{1}{3 I b_s \alpha_1}$	$R23 = \frac{1}{I b_m \alpha_2} + \frac{h_{m1}}{I b_m \lambda_{CRP}}$
$R3 = \frac{0.5 h_{ys}}{I_u b_d \lambda_{Fe}}$	$R24 = \frac{0.5 h_m}{I b_m \lambda_m}$
$R4 = \frac{0.5 h_{ys}}{I_u b_s \lambda_{Fe}}$	$R25 = -\frac{1}{3} R24$
$R5 = \frac{0.5 b_d}{I_u h_{ys} \lambda_{Fe}}$	$R26 = \frac{h_{m0}}{I b_m \lambda_{glass}}$
$R6 = \frac{0.5 b_s}{I_u h_{ys} \lambda_{Fe}}$	$R27 = \frac{h_{yr}}{I \tau_p \lambda_{Fe}}$
$R7 = -\frac{1}{3} R5$	$R28 = \frac{1}{I \tau_p \alpha_5}$
$R8 = -\frac{1}{3} R6$	$R29 = \frac{1}{\pi (0.5 d + h_b + h_{ys})^2 \alpha_3}$
$R9 = -\frac{1}{3} R3$	$R30 = -\frac{1}{3} R31$
$R10 = -\frac{1}{3} R4$	$R31 = \frac{0.5 I}{h_{Cu} b_{Cu} k_{Cu} \lambda_{Cu}}$
$R11 = \frac{h_l}{I b_{Cu} \lambda_l}$	$R32 = \frac{0.5 I_b}{h_{Cu} b_{Cu} k_{Cu} \lambda_{Cu}}$
$R12 = \frac{0.5 (h_{Cu} + 2 h_l)}{I_u b_d \lambda_{Fe}}$	$R33 = -\frac{1}{3} R32$
$R13 = \frac{0.5 h_{Cu}}{I b_{Cu} \lambda_{coil}}$	$R34 = -\frac{1}{3} R36$
$R14 = \frac{0.5 b_d}{I_u (h_{Cu} + 2 h_l) \lambda_{Fe}}$	$R35 = 2 \frac{1}{I_b b_{Cu} \alpha_4}$
$R15 = \frac{h_l}{I h_{Cu} \lambda_l}$	$R36 = \frac{0.5 h_{Cu}}{I_b b_{Cu} \lambda_{coil}}$
$R16 = \frac{0.5 b_{Cu}}{I h_{Cu} \lambda_{coil}}$	$R37 = -\frac{1}{3} R39$
$R17 = -\frac{1}{3} R14$	$R38 = 2 \frac{1}{I_b h_{Cu} \alpha_4}$
$R18 = -\frac{1}{3} R16$	$R39 = \frac{0.5 b_{Cu}}{I_b h_{Cu} \lambda_{coil}}$
$R19 = -\frac{1}{3} R12$	
$R20 = -\frac{1}{3} R13$	

Este modelo prevê perdas nos ímãs e no sistema de refrigeração por meio dos fluxos de calor no gerador. Além disso, as resistências térmicas da cola nos ímãs e o reforço de fibra de vidro nos ímãs estão incluídos. A espessura da cola nos ímãs é  $h_{m0}$  e a espessura do reforço em fibra de vidro é  $h_{m1}$ .

Assume-se que o fluxo de ar no interior do gerador tem uma temperatura homogênea exceto no entreferro. A refrigeração é considerada igualmente eficiente em ambos as tampas.

O valor da resistência térmica  $R_{21}$  é deduzido considerando que a ponta do dente é retangular ao invés de trapezoidal. Considera-se que as cabeças de bobinas se justapõem de maneira que apenas metade das suas superfícies externas é utilizada para refrigeração. Por isso,  $R_{35}$  e  $R_{38}$  incluem o fator 2.

### B.3 – O MODELO SIMPLIFICADO

A partir dos modelos detalhados para as diferentes partes descritas acima, pode-se obter um modelo térmico simplificado para o gerador inteiro. Obtém-se o modelo simplificado conectando-se  $Q$  modelos em paralelo para um passo de ranhura,  $Q$  modelos paralelos de uma bobina,  $2p$  modelos paralelos para considerar todos os pólos e o modelo considerando o fluxo de ar para as duas tampas.

O modelo térmico é simplificado usando simetria para reduzir o número de resistências térmicas na coroa, dentes, lados das bobinas, cabeças de bobinas e tampas. A rede é então simplificada o máximo possível mantendo-se apenas os nós necessários para modelar as cabeças de bobinas e os ímãs mais detalhadamente. Na Figura B.5 e B.6 pode-se ver como o modelo simplificado é derivado dos modelos detalhados. As resistências térmicas do modelo simplificado são definidas de acordo com a Tabela B.3.

A simetria vista entre as duas cabeças de bobina e as tampas é utilizada para simplificar ainda mais o modelo. Como as perdas no ferro são menores que a as perdas no cobre (perdas Joule) e como o aumento de temperatura no ferro do estator não é tão expressivo, as perdas no ferro são inseridas na rede térmica para permitir mais simplificações. As perdas  $P_1$ ,  $P_2$ ,  $P_3$  e  $P_9$  são posicionadas no outro lado das resistências  $R_9$ ,  $R_{10}$ ,  $R_{19}$  e  $R_{19}$ , respectivamente (ver Figuras B.3 e B.5). Fazendo assim, o número de nós e resistências térmicas pode ser reduzido mas o aumento de temperatura no ferro do estator será possivelmente superestimado. A mesma simplificação pode ser utilizada com relação às perdas nos ímãs, sendo, portanto,  $R_{25}$  negligenciada. Como o objetivo do modelo é tão-somente demonstrar que a temperatura nos ímãs pode ser mantida baixa o suficiente, justifica-se a superestimação

da temperatura dos ímãs. As resistências térmicas terminais nas estecas de ranhuras não são desconsideradas.

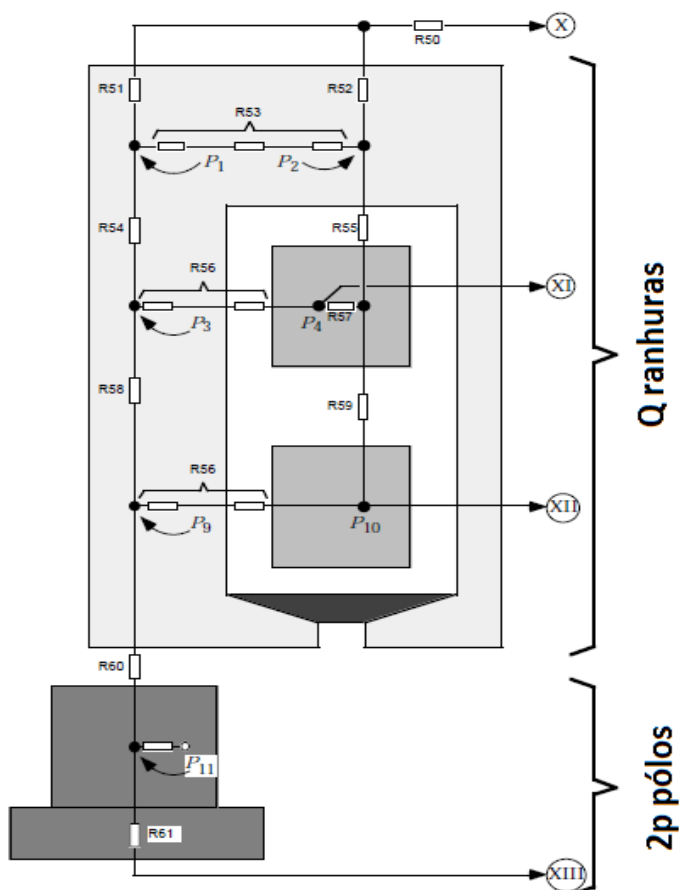


Figura B.5 – Modelo de rede simplificado para estator e rotor.

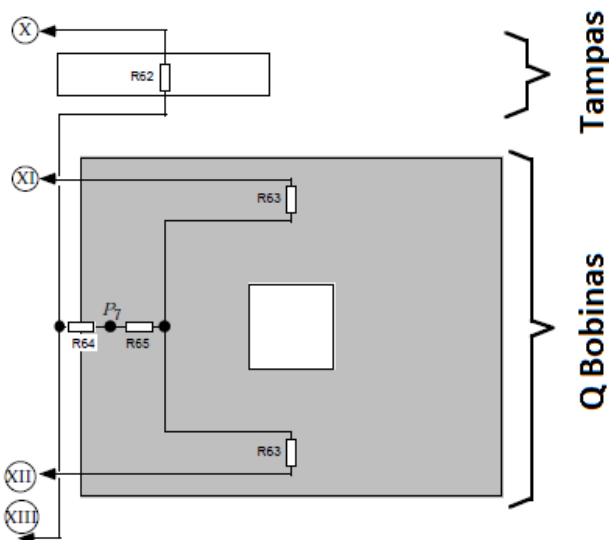


Figura B.6 – Modelo de rede simplificado para as cabeças de bobina e tampas.

Tabela B.3 – Resistências Térmicas do modelo simplificado

$R50 = R0$ $R51 = \frac{R1 + R3}{Q}$ $R52 = \frac{R2 + R4}{Q}$ $R53 = \frac{R7 + R8 + R9 + R10 + 0.5(R5 + R6)}{Q}$ $R54 = \frac{R3 + R12}{Q}$ $R55 = \frac{R4 + R11 + R13}{Q}$ $R56 = \frac{R19 + R17 + R18}{Q} +$ $+ 0.5 \frac{R14 + R15 + R16}{Q}$ $R57 = \frac{R20}{Q}$ $R58 = \frac{2 R12}{Q}$	$R59 = \frac{2 R13 + 2 R11 + R20}{Q}$ $R60 = \frac{R12 + R21 + R22}{Q} +$ $+ \frac{R23 + R24}{2 \rho}$ $R61 = \frac{R24 + R26 + R27 + R28}{2 \rho}$ $R62 = R29$ $R63 = \frac{R30 + 0.5(R31 + R32)}{Q}$ $R64 = R64a // R64b \quad (\text{in parallel})$ $R64a = 0.5 \frac{R34 + 0.5(R36 + R35)}{Q}$ $R64b = 0.5 \frac{R37 + 0.5(R39 + R38)}{Q}$ $R65 = \frac{0.5 R33}{Q}$
---	---



<b>0: Ar de refrigeração do estator (na temperatura média)</b>	<b><math>P_0 = 0</math></b>
<b>1: Temperatura na coroa acima dos dentes</b>	$P_1 = \frac{b_d}{\tau} (P_{Hyys} + P_{Ftys})$
<b>2: Temperatura na coroa acima de uma ranhura</b>	$P_2 = \frac{b_s}{\tau} (P_{Hyys} + P_{Ftys})$
<b>3: Temperatura em um dente no lado inferior de uma bobina</b>	$P_3 = 0.5(P_{Hyd} + P_{Ftd})$
<b>4: Temperatura no lado inferior da bobina</b>	$P_4 = 0.5 \frac{l}{l + l_b} P_{Cu}$
<b>5: Temperatura do modelo fictício</b>	$P_5 = 0$
<b>6: Temperatura do modelo fictício</b>	$P_6 = 0$
<b>7: Temperatura em uma cabeça de bobina</b>	$P_7 = \frac{l_b}{l + l_b} P_{Cu}$
<b>8: Temperatura do ar interno</b>	$P_8 = 0$
<b>9: Temperatura em um dente no lado superior de uma bobina</b>	$P_9 = P_3 + P_{ad}$
<b>10: Temperatura no lado superior da bobina</b>	$P_{10} = P_4$
<b>11: Temperatura nos ímãs</b>	$P_{11} = P_{Ftm}$

Tabela B.4 – Nós e perdas no modelo térmico simplificado.

## B.5 – REFERÊNCIAS

[B.1] Luke G.E. 1923. “The Cooling of Electric Machines”. Transactions of the AIEE 42, p. 636-652.

[B.2] Perez I.J., Kassakian J.G., 1979. “A Stationary Thermal Model for Smooth Air-Gap Rotating Electric Machines”. Electric Machines and Electromechanics 3, 1979, p. 258-303.

## APÊNDICE C– MATERIAIS MAGNÉTICOS

Neste apêndice será dada uma breve descrição das principais características, parâmetros e equações que envolvem os ímãs permanentes, por exemplo, curvas de histerese intrínsecas, efeitos de temperatura, produto energético, magnetização, etc. Informações ainda mais detalhadas podem ser encontradas em [C.1].

A Figura C.1 mostra um laço típico de histerese nas formas tanto intrínseca e normal. Na curva normal é possível ver a densidade de fluxo  $B_M$  como função do campo magnético externo aplicado  $H_M$  e pode-se ver também a magnetização intrínseca  $M$  do material, juntamente com a polarização intrínseca  $J$ . Estes parâmetros estão equacionados abaixo:

$$B_M = \mu_0 H_M + J \quad (C.1)$$

$$J = \mu_0 H_M \quad (C.2)$$

$$B_M = \mu_0 (H_M + M) \quad (C.3)$$

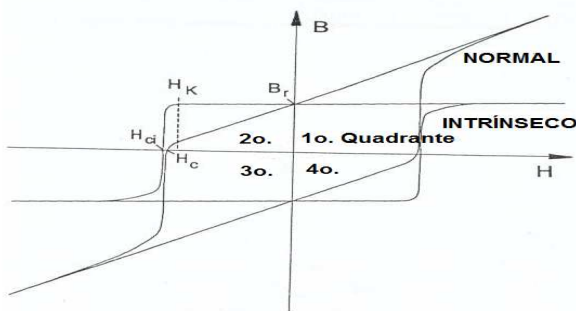


Figura C.1 – Laço Típico de Histerese de um Material Magnético Permanente.

Os pontos mais importantes estão mostrados abaixo:

1. **Remanência  $B_R$**  – valor do fluxo correspondente ao fluxo zero aplicado,  $H_M = 0$ . Corresponde a um *curto circuito magnético*.
2. **Coercividade  $H_C$**  – valor da força magnetizante que deve ser aplicada para se reduzir a densidade de fluxo a zero, ou seja, o valor de  $H_M$  quando  $B_M = 0$ .
3. **Coercividade Intrínseca  $H_{ci}$**  – o valor de força magnetizante que deve ser aplicado quando a polarização intrínseca for nula, isto é, o valor de  $H_M$  quando  $J = 0$ .
4. **Permeabilidade Relativa Intrínseca  $\mu_{rec}$**  - gradiente da curva  $B/H$  no ponto de remanência, relativamente a  $\mu_0$ . A permeabilidade relativa intrínseca de materiais magnéticos permanentes está na faixa de 1.0 a 1.1, ou seja, é próxima ao valor do ar. Pode até parecer surpreendente que os ímãs tenham baixa permeabilidade relativa, mas isso é uma característica importante, pois contribui para limitar a corrente de desmagnetização de reação de armadura [C.2].
5. **Força Magnetizante no Joelho  $H_k$**  – valor de  $H_M$  no segundo quadrantes a partir do qual a curva  $J/H_M$  começa a apresentar um comportamento não-linear. Se o ponto de operação do ímã estiver à esquerda de  $H_k$  haverá um decréscimo irreversível de desmagnetização.

Os materiais magnéticos podem vir na forma isotrópica e anisotrópica. Um material isotrópico apresenta as mesmas propriedades em todas as direções. Já os materiais anisotrópicos apresentam uma direção preferencial de magnetização com remanência e coercividade maximizadas.

Na Figura C.2 é possível ver o 1º. e 2º. quadrantes de uma curva típica  $B/H$  de histerese. O material está inicialmente desmagnetizado no



ponto A. Então uma força magnetizante  $H_M > 0$  é usada para conduzir o material ao longo da chamada *curva inicial de magnetização* até o ponto B. Se a força externa magnetizante é removida, o ponto de operação será deslocado até o ponto C do segundo quadrante, cuja localização vai depender da forma e da permeância do circuito magnético alimentado pelo ímã e que pode ser calculado usando uma “reta de carga” [C.3]. A curva do segundo quadrante do laço de histerese é conhecida como “curva de desmagnetização”. Se o campo externo não for suficiente para polarizar o material por completo, este irá trabalhar em um laço menor dentro do laço de histerese principal.

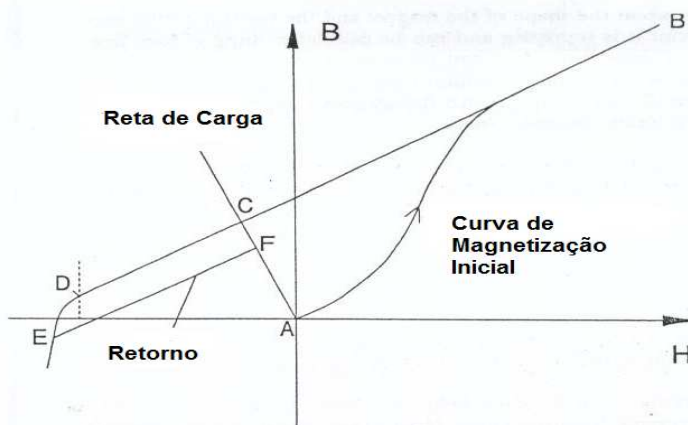


Figura C.2 – Pontos Relevantes na magnetização e operação de ímãs permanentes.

O ponto de operação do ímã pode ser conduzido ao longo da curva B-H aplicando-se o campo externo  $H_M < 0$ . Ao menos que o ponto de operação não fique abaixo do joelho D, essa operação é reversível. Ou seja, em caso de extinção do campo magnético externo, o ponto de operação retornará ao ponto C. Por outro lado, se o campo magnético externo for tal que o fluxo correspondente fique abaixo do ponto de joelho, por exemplo, no ponto E da Figura C.2, o ponto de operação não irá seguir pela curva inicial de volta ao ponto C. Neste caso seguirá uma linha de retorno em níveis menores de fluxo. Essa linha de retorno pode

ser vista como uma reta (E-F) de inclinação constante e igual à permeabilidade de recuo ( $\mu_0 \mu_{\text{rec}}$ ).

Muito dos últimos progressos atingidos nos últimos anos em máquinas de ímãs permanentes *brushless* pode ser atribuído a melhorias consideráveis nas propriedades dos ímãs. A Figura C.3 mostra a evolução histórica desde 1900 no desenvolvimento do produto energético máximo de ímãs permanentes comerciais. Percebe-se que tal desenvolvimento é quase exponencial. Maiores detalhes sobre a estrutura de cada ímã pode ser encontrado em catálogos de fabricantes.

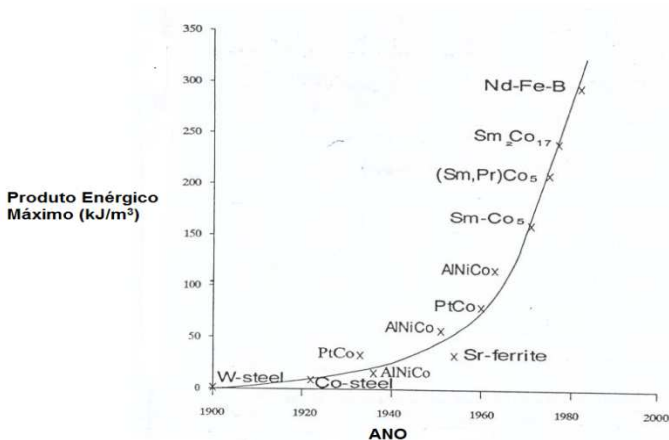


Figura C.3 – Evolução dos ímãs desde 1900.

Ainda existe bastante pesquisa para produzir novos ímãs de Nd-Fe-B principalmente no sentido de aumentar sua resistência contra corrosão. Existe ainda bastante interesse em desenvolver novos materiais como Br-Fe-B ( $B_r = 12.8$  kG,  $H_{ci} = 11.5$  kOe,  $(BH)_{\text{Max}} = 38$  MGOe) e Sm-Fe-N ( $B_r = 19$  kG,  $H_{ci} = 9$  kOe,  $(BH)_{\text{Max}} = 20$  MGOe).

Tem havido um aumento de 10 a 14% na procura por ímãs colados nos últimos 5 anos. Já é possível encontrar tais materiais com temperatura de operação igual a  $180^\circ\text{C}$ . A Mitsubishi® tem desenvolvido processos HDDR pra fabricar ímãs anisotrópicos Nd-Fe-B (que foram desenvolvidos no final de 1993). Acredita-se ser este um dos principais avanços em ímãs colados nos últimos 10 anos. Com este processo, é

possível fazer ímãs colados de 20 MGOe. Licenças para explorar o processo HDDR neste sentido podem ser avaliadas na Sumimoto<sup>®</sup> e na General Motors<sup>®</sup>. Muitos resultados de pesquisa foram bem relatados em documentos oficiais do IEEE.

## C.1 – REFERÊNCIAS

[C.1] PARKER, RJ, 1990 “*Advances in Permanent Magnet Magnetism*”, John Wiley & Sons, N.Y. ISBN 0-471-82293-0.

[C.2] MILLER, T.J.; HENDERSHOT, J.R. “*Design of Brushless Permanent-Magnet Motors*” Magna Physics Publications and Clarendon Press, 1994. Cap.12.

[C.3] MILLER, T.J.; HENDERSHOT, J.R. “*Design of Brushless Permanent-Magnet Motors*” Magna Physics Publications and Clarendon Press, 1994. Cap.4.